

## 鋼材의 脆性破壞에 對하여

嚴 東 錫\*

### 1. 緒 言

熔接技術의 놀라운 進歩와 더불어 生産部門에 있어 熔接接手은 단지 機械的인 結合이 아니고 冶金學的으로 完全히 母材와 一致하게 되므로 應力集中에 敏感하며 強度上 材料의 選擇은 勿論 工作, 設計上에 있어 서도 充分히 留意할 必要가 있다. 熔接構造物의 脆性破壞에 對한 研究은 第二次大戰(1941~1945)中에 美國에서 戰時標準船으로서 EC2型 貨物船(Liberty 船), T-2 tanker 等 約 5,000 隻의 熔接船이 建造되었으나 그 중 1/5 이 여러가지 損傷事故를 일으켰고 그 중에서도 특히 1943年 1月 16日 美國 Oregon州 Portland 에 있어 鰲裝 岸壁에 繫留中인 T-2 tanker Schenectady 號가 船體 中央에서 꼭 두개로 破斷된 事故 等은 有名하다.

船舶以外的 熔接構造物의 脆性破壞에 依한 事故例은 독일의 Z00橋가 使用開始 6個月後인 1936年 겨울 25 mm 程度의 crack 가 flange 와 web 의 fillet welding 한 곳에 發生한 것을 비롯하여 1938年 벨기의 Hasselt 橋梁, 英國의 Fawby 의 石油 tank 等의 事故 等을 들 수 있다.

最近에는 船舶의 大型化에 따른 厚板인 경우에 있어서의 問題, 高張力鋼인 경우의 問題, 液化 gas 利用의 擴大 等에 따른 低溫用 鋼材인 경우의 問題 및 이를 材料들의 熔接問題等 새로운 여러 問題들이 생기고 있다.

한편 이와 같은 脆性破壞(切缺脆性)에 依한 損傷事故는 船舶 및 熔接構造物에 特有한 것은 勿論 아니고 以前부터 여러가지 鋼構造物에서는 나타났으나 其當時에는 切缺脆性에 關한 知識이 없었으므로 事實上 原因이 밝혀지지 않은 狀態로 지나고 말았던 것 같이 느껴진다.

이와 같이 鋼構造物의 脆性破壞는 熔接構造物에 限하는 것이 아니고 鋼構造物에서도 發生하나 熔接構造物인 경우의 便이 훨씬 發生頻도가 높을뿐 아니라 一旦 破壞가 發生하면 龜裂의 範圍가 넓게 傳播하여 大事故로 되는 경우가 많다. 이는 熔接部에는 熔接時의 條件에 依한 여러가지 缺陷이 생기기 쉽고 또 組織變化和 殘留應力의 影響 때문에 龜裂이 發生하기 쉬운 點과 또 構造物全體가 一體로 되어 있으므로 龜裂이 傳播되기 쉽기 때문이라 생각된다.

이와 같이 脆性破壞事故原因의 追究와 그 防止策 때문에 前記 熔接船의 脆性破壞事故를 契機로 하여 現在까지 大端히 많은 研究가 行하여지고 있다.

다음으로 脆性破壞 研究에 對한 歷史를 簡單히 살펴보기로 하자.

比較的 初期에 明確히 밝혀진 事實로는 鋼板에 예리한 切缺(notch)을 가질 때 延性破壞에서 脆性破壞로 移行되는 溫度 所謂 遷移溫度가 현저하게 上昇하여, 常溫程度以上에 達하는 경우도 있다는 것과 또 切缺脆性的 現象이 明確해지고 또 이 切欠脆性에 影響을 주는 諸因子 即 設計, 工作, 材質 等에 對하여 研究가 行하여졌으며 普通引張試驗에서 充分한 強度와 延性を 가지는 材料가 低應力에서 脆性破壞를 일으킨 原因을 確認키 위해 切缺을 가지는 板狀試驗片의 幅을 例를 들면 3"로부터 108" 範圍로 바꾸워가며 實驗을 行하고 板두께가

\* 正會員: 釜山大學校 工科大學

크게될수록 強度가 低下하는 傾向이 있음을 알아 내었으며, 또 實船의 破面에 가까운 破面을 實驗室에서 再現 하였으나[1] 이 경우의 強度低下는 겨우 降伏點程度이고 前記와 같이 實船이 推定應力  $7 \text{ kg/mm}^2$  인 때 破壞가 일어난 事實에 對해서는 그 當時 아직 說明할 수 없었다.

한편, 材料의 切缺感度を 判定키 위해서 從來 使用되고 있던 Charpy 試驗 外에 여러가지 型式의 小型試驗片을 使用하는 試驗法이 開發되어 鋼材間의 優劣의 判定에는 便利하게 使用되고 있으나 이들 試驗에 依한 結果와 實際 構造物의 脆性破壞와의 關連은 아직까지 充分한 結果가 못된다.

其後 Robertson 은 所謂 Robertson Test[2]를 開發하여 一旦 發生한 脆性龜裂은 比較的低溫, 極히 低應力(例:  $5\sim 6 \text{ kg/mm}^2$ )인 領域에서 傳播됨을 시사하였다. 其後 ESSO 試驗 (SOD 試驗)[3] 二重引張試驗[4] 등의 開發로 船舶 其他 熔接構造物等에 있어 低應力 領域에서 龜裂이 進展하여 事故를 낸 狀況을 比較의 잘 說明할 수 있겠끔 되었다.

그러나 이들 試驗法은 龜裂의 傳播特性을 調査하기 위해서이고, 龜裂을 發生시킴에는 龜裂發生部에 衝擊力, 또는 이 部分에만 高應力을 주는 등의 方法을 使用하므로 龜裂發生의 狀況은 實際構造物인 경우와 얼마간 差異가 있다. 이와 같은 方法을 使用하지 않고 脆性破壞를 發生시키려면 예리한 切缺을 가지는 경우에는 普通 降伏點程度 以上의 高應力이 必要하고, 또 이것 以下로 強度를 低下시키려면, 大端히 큰 龜裂(例:  $10 \text{ cm}$  以上)이 必要하나 實際構造物은 이와같은 큰 龜裂 또는 높은 外應力 없이 脆性破壞가 생기므로 熔接構造物의 低應力破壞를 完全히 說明할 수 없었다.

其後 Well[5], Kihara 및 Masubuchi[6] 등은 切缺과 熔接殘留應力이 共存하는 경우는  $3\sim 7 \text{ kg/mm}^2$  程度의 極히 낮은 外應力을 加하는 것만으로 完全한 脆性破斷을 일으킬 수 있음을 實驗에 依하여 提示하였으며 熔接構造物의 低應力脆性破壞現象을 처음으로 實驗室에서 再現하였다.

其後 不斷한 研究結果 熔接殘留應力外에 構造上의 不連續[7], 工作上的 原因, 例를들면 熔接接手의 角變形[8] 등 條件에 따라서는 脆性破壞發生이 原因으로 됨이 發表되었다.

以上 主로 實用的 내지 工學의 立場에서의 研究에 對하여 記述하였으나 한편 破壞의 機構를 微視的 또는 轉位論的으로 解明하려고 하는 研究도 일어나고 있으며 여러가지 破壞機構의 model 이 提案되고 있다.

## 2. 破壞의 種類

破壞의 種類(型式)에는 大別하여 結晶粒內部를 貫通하여 破壞가 進行하는 粒內破壞(貫粒型破壞 transcrystalline fracture)와 結晶粒과 結晶粒과의 境界를 따라 破壞가 進行하는 粒界破壞(intercrystalline fracture)의 두 種類로 나눌 수 있다.

普通 金屬의 破壞는 粒內破壞이며 粒界型破壞는 特別한 경우라 이야기 할 수 있다. 卽 金屬이 高溫에서 長時間負荷될 경우, 應力腐蝕에 依한 경우 등이 粒界破壞를 이룩하는 例로서 알려져 있다.

다음으로 粒內破壞에 對하여 記述코져 한다. 鋼構造物 등에서 問題로 되는 것은 主로 이런 種類의 破壞로

### 粒內破壞의 分類

分類의 觀點	粒內破壞의 種類	
結晶學的(crystallographic mode)	剪 斷 型 (shear)	劈 開 型 (cleavage)
破壞의 外觀(appearance of fracture)	纖 維 狀 (fibrous)	結 晶 狀 (granular)
破壞까지의 歪量(strain to fracture)	延 性 (ductile)	脆 性 (brittle)

서 粒內破壞中에서 여러가지 破壞型式이 있어 使用하는 사람에 따라 用語도 틀리므로 Gensmer[9]의 分類는 이 런 混亂을 整理하는 意味에서 有益하다고 생각한다.

但 이 表에서 剪斷型과 纖維狀과 延性破壞가 恒常 對應하고 또 劈開型과 結晶狀과 脆性破壞가 對應하는 意 味는 아니다.

특히 破壞까지의 歪量에 依한 分類인 脆性破壞와 延性破壞는 다른 두 種類의 分類와는 對應하지 않을 때가 많다. 所謂 ductile cleavage fracture 도 있음을 留意하기 바란다.

剪斷型破壞와 劈開型破壞와의 區別은 定義上 明瞭하다. 剪斷型破壞란 結晶格子의 slip 面(鐵인 경우는 {110} {112} 및 {123})에 따라 이어나는 破壞이고 劈開破壞는 劈開面(鐵인 경우는 {100})에 따라 이어나는 破壞이다.

軟鋼丸棒의 引張試驗때 나타나는 所謂 cup and cone 型의 破壞에 있어 周邊의 cone 部는 shear fracture, 中心部는 fibrous fracture 라 從來부터 불려지고[10] 있다.

### 3. 軟鋼熔接構造物的 脆性破壞 特徵

熔接船 等の 損傷事故를 調査한 結果 이들 破壞에 있어 特徵으로서 다음과 같은 點들이 明確하여졌다[11].

- a) 冬季와 같이 溫度가 낮을 때에 發生하기 쉽다.
- b) 破壞는 熔接缺陷, gas 切斷된 가장자리, 構造上의 不連續部 및 冶金學的, 構造上 切缺作用을 가지는 部分 부터 發生하는 일이 많다.
- c) 破面은 大部分 板表面에 對하여 垂直이고, 外觀은 結晶狀(crystalline)을 가지며 斷面收縮率은 極히 작다.
- d) 破面들 中 表面에 가까운 層에는 剪斷型破面(shear slip)가 보여진다.
- e) 破面에는 山脈模樣的 凹凸(chevron pattern or herring bone pattern)이 보인다. 이를 추적함으로 破 斷(壞)發生點을 推定할 수 있다.
- f) 龜裂의 傳播速度는 其材料中에서 音速의 數分의 一 程度로 極히 高速이다.
- g) 龜裂은 大端히 낮은 應力值인 곳에서도 傳播한다. 平均應力 5~7 kg/mm<sup>2</sup>인 應力인 곳에서도 傳播한다.

### 4. 鋼의 低溫脆性 및 遷移溫度

普通軟鋼은 切缺(notch)이 없는 限 -100°C ~ -200°C 程度까지 冷却시키지 않는 限 脆性破壞를 일으키지 않으나 예리한 切缺이 있을 경우에는 常溫程度以上에서도 容易하게 脆性破壞를 일으키게 된다.

丸棒引張試驗과 Charpy 衝擊試驗의 結果를 比較한 一例를 Fig. 1에 나타내었다.

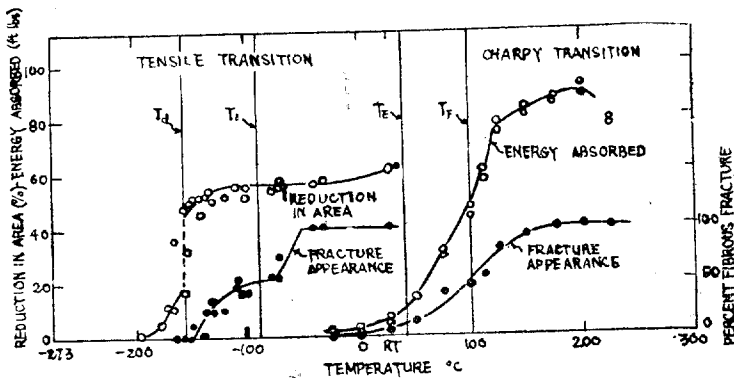


Fig. 1. 引張試驗과 Charpy 衝擊試驗에 있어서 遷移溫度 C.G. Hahnetal

이와 같이 切缺을 부쳤기 때문에 脆性 溫度가 上昇하는 현상을 切缺脆性이라 부른다. 實際 構造物 等に 있어서 構造上, 工作上 어느 한편이 切缺作用을 가지게 됨은 實際問題로 避할 수 없다고 생각됨으로 脆性破壞中 特히 이 切缺脆性問題가 重要視되고 있다. 特히 熔接構造인 경우는 밖에서 보이지 않는 곳에서나, X-Ray 檢査 等に 依하여 發見되지 않는 여러가지 熔接缺陷에 基因하는 “切缺”이 存在할 可能性이 充分히 있고 또 一旦 破壞가 發生하면 熔接構造인 경우는 一體構造로 되어 있으므로 龜裂이 넓게 傳播되기 쉽다는 理由로서 特히 切缺 脆性이 問題로 된다.

이런 鋼材에 있어 이 切缺脆性에 基因하는 脆性破壞가 어떤 경우에 일어나기 쉬운가를 判定하는 여러가지 試驗法이 考案되어 있다. 大部分의 것은 一定한 切缺試驗片을 여러가지 溫度에서 試驗하여 破斷까지의 吸收 energy, 斷面收縮率, 剪斷破面率 等이 溫度의 低下와 더불어 急減하는 곳의 溫度를 가지고 遷移溫度(transition temperature)로 한다.

遷移溫度는 材料에 따라 變함은 勿論이나 試驗片의 種類에 依해 서로 變하며 또 脆性(延性)의 尺度 (energy, 塑性變形量, 剪斷破面率, 強度 等)를 무엇으로 잡느냐에 따라서 變한다. 이와 같이 遷移溫度에는 極히 種類가 많으나 本質의 由로 다음 四種으로 分類할 수 있다고 생각되고 있다.

a) 延性遷移溫(ductility transition temperature,  $T_{rd}$ )와 破面遷移溫度(fracture transition temperature,  $T_{rf}$ )

切缺脆性 또는 低溫脆性的 試驗法과 더불어 小型試驗片에 依한 方法과 大型試驗片에 依한 方法이 있는데 여기서 말하는 것은 延性遷移溫度 및 破面遷移溫度를 주로 小型試驗片에서 求한 것이다.

一般的으로 試驗片이 破斷할 때까지 吸收되는 energy를 溫度에 對하여 나타내어 보면 Fig. 2와 같이 溫度 低下와 더불어 減少되나 이의 減少傾向이 Fig. 2에서와 같이 2段으로 될 때가 있다.

試驗片이 破斷할 때까지의 全吸收 energy는 切缺底部에 작은 龜裂이 들어갈 때까지 吸收되는 energy와 其 龜裂이 試驗片斷面全體에 擴大하기 爲해서 消費되는 energy의 두 種類로 나누워진다.

前者 卽 龜裂發生까지의 energy 遷移에 對한 遷移溫度를 延性遷移溫度 ( $T_{rd}$ ), 後者 卽 龜裂이 擴大되기 위하여 消費되는 energy에 對한 遷移溫度를 破面遷移溫度 ( $T_{rf}$ )라 한다.

延性遷移溫度以下에서는 破面의 全斷面(肉眼的으로) 이 劈開인 脆性破面으로 生覺되며 이는 energy의 變化, 斷面의 橫收縮量의 變化 等에서 求해지며 切缺의 예리한 程度에 따라 크게 영향을 받는다.

破面遷移溫度는 延性遷移溫度보다 高溫에서 나타난다. 切缺底部에 生진 剪斷型인 龜裂은 高溫에서는 그대로 剪斷型으로서 全斷面이 破斷까지 이리나며 低溫에서 試驗을 行하면 이 破面은 途中에서 劈開型으로 變化한다. 普通破面率

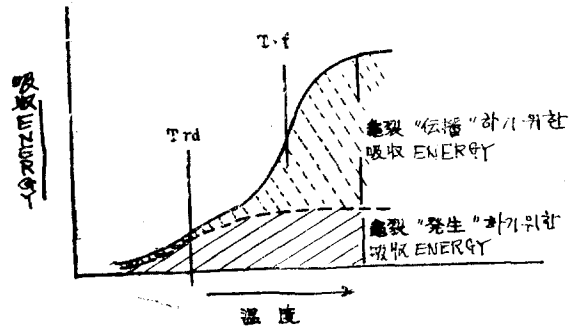


Fig 2. 延性遷移溫度 破面遷移溫度 說明圖

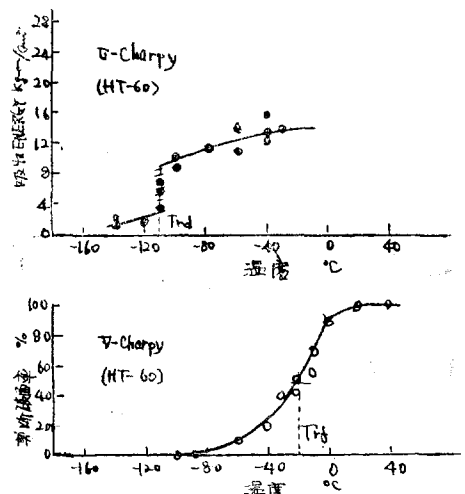


Fig. 3. 剪斷破面率 및 吸收 energy와 溫度

50%로 되는 溫度로서 나타내고 있다. 이는 切欠形狀에 對한 影響은 작고 두께(厚)의 影響이 크다.

b) 停止遷移溫度(arresting transition temperature)와 非發生溫度(non-initiating temperature)

어떤 原因에 依하여 脆性龜裂이 發生 傳播할 경우 應力狀態, 溫度 等의 條件에 energy의 安定條件을 滿足 하겠끔 되면 龜裂은 停止한다. 어떤 一定溫度下에서 龜裂傳播가 停止하는 最大應力을 傳播限界應力이라 하며 이 應力은 溫度에 對하여 遷移現象을 나타낸다. 이 溫度를 停止遷移溫度라 하며 Robertson 試驗[2], 二重引張試驗[4] 等에서 求할 수 있다.

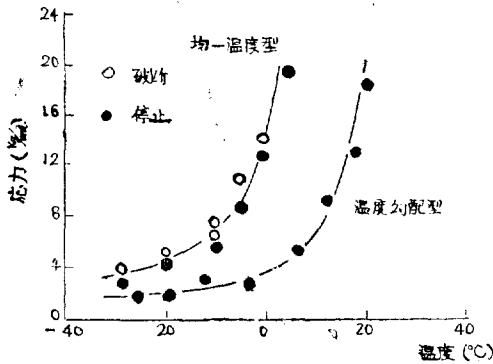


Fig. 4. 二重引張試驗結果例

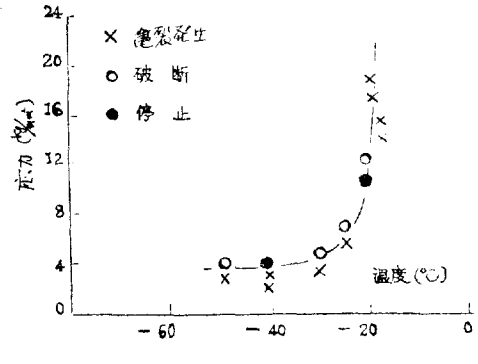


Fig. 5. ESSO 試驗(均一溫度)結果例

脆性龜裂非發生溫度는 ESSO 試驗[3] 및 均一溫度로 行한 二重引張試驗[4] 等에 依하여 求할 수 있다. 이 경우의 實驗은 各溫度마다 여러가지 應力值로서 實驗結果의 例를 Fig. 4, 5에 나타내었다.

어떤 溫度以上에서는 巨視的인 脆性龜裂의 發生은 하지 않는다. 이와 같은 溫度를 非發生溫度라 稱할 때가 있다. 이는 前述한 小型試驗片의 경우의 破面遷移溫度의 一種이라 생각된다.

### 5. 鋼材의 脆性破壞特性 및 影響을 주는 諸因子

#### 5. 鋼材의 脆性破壞特性에 關하여 重要하다고 생각되는 實驗結果

##### 1) 溫도와 破壞特性과의 關係

Hahn, Averbach, Owen 및 Cohen[12][13] 等은 軟鋼丸棒(直徑 0.251''~0.252'', 平行部 길이 2'')에 對하여 室溫에서 -270°C 溫度範圍에 걸쳐 引張試驗을 行함과 더불어 처음부터 研磨를 行한 試料表面 및 破壞 等의 觀察을 行하여 slip, 雙晶, crack 等의 發生과 引張降伏 및 破壞強度特性 等과 關聯하여 調査하였다. 其結果의 例를 Fig. 6, 7에 나타내었다.

이 實驗으로부터 Fig. 7에서 보는 바와 같이 軟鋼의 破壞特性은 A~F의 領域으로 分類됨을 明確히 나타내고 있다.

領域 A; 典型的인 cup and cone型 破壞를 이끄는 領域이고 斷面收縮은 50~60%에 達한다. necking를 이끈 部分의 中央에 fibrous crack가 생기고 이로부터 shear fracture가 半徑方向으로 커져 破

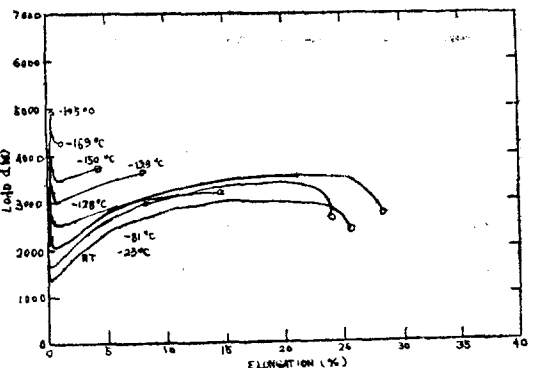


Fig. 6. 여러가지 溫度에 있어서 荷重~伸張曲線例 (0.22%炭素鋼 結晶粒度 ASTM NO4) (Han, Owen, Averbach, Cohen)

斷을 이끈다.

領域 B; A와同様, 치음 fibrous fracture가 Necking 中心部에서 形成되나 이것이 劈開型破壞로서 傳播한다. 領域 C; B와 C의 境界는 所謂 ductility transition (Trd)이고 여기서 延性 및 破壞強度가 急減한다. 또 Trd

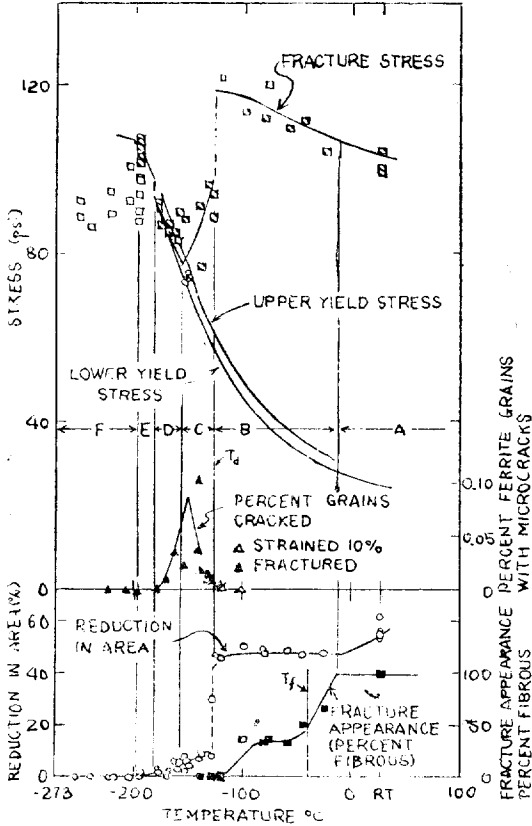


Fig. 7. Fig. 6과 같은 鋼材의 引張強度特性 破面外觀 微視的 crack 斷面收縮率 等과 溫度와의 關係 (Mahn 他)

破壞를 發生 시키는 事實과 雙晶이 slip 를 일으키는 事實과 雙晶이 slip 에 對한 障壁이 된다는 點 等의 可能性이 있다고 생각된다. 上記 Fig. 7의 경우는 0.22% C인 軟鋼의 경우이고 鋼의 種類가 틀리면 A~F 領域은 多少 틀리게 된다. 以上 實驗結果를 간추려 생각하면

- i) 微視的 crack 은 처음부터 試驗片內에 存在치 않고 塑性變形 過程에서 생긴다.
- ii) C 및 D 領域에서는 破斷後에 試驗片에 얼마간의 微小 crack 가 存在한다는 事實로부터, 微小 crack 가 發生하는 條件 (原子間距離의 order 인 crack 의 寬이 생겨 이것이 結晶粒의 直徑인 order 까지 成長하는 條件)과 이것이 傳播하는 條件 (成長한 微小 crack 로부터 crack 가 進展하여 完全破斷에 이르는 條件)은 반드시 同一하지 않다. 卽 脆性破壞는 塑性變形, 微小 crack 의 發生 (crack initiation), crack 의 傳播 (crack propagation)로 세 過程을 거쳐 생기게 된다.

以下の 溫度에서는 A 및 B 領域과 틀려 破壞는 劈開龜裂에 依하며 成長하고 破面은 100% 劈開型으로 된다. B 領域 低溫쪽 및 C 領域에서는 微視的 crack 가 觀察된다. C 領域에서는 crack 의 發生率은 低溫이 될수록 增大한다. 이 領域에서의 試驗片은 完全한 脆性이 아니고 破壞前에 降伏을 일으킨다. 領域 D; 이 領域에서는 下降伏點이고 多少 不連續降伏을 받은 後 劈開破壞가 일어난다. 降伏應力은 溫度와 더불어 上昇하므로 이 領域에서는 溫度低下와 더불어 破壞強度가 上昇한다. 微視的 crack 는 Lüders-band 의 先端 근방에서만 보여지고 降伏이 龜裂發生에 必要한 것임을 나타내고 있다.

領域 E; 이 領域에서는 微視的 crack 의 發生은 확인되지 못하며 또 降伏現象도 보이지 않으며 破壞는 突然히 일어난다. 破壞는 上降伏點의 外挿點 근처에서 일어난다.

領域 F; 이 領域에 있어 破壞는 上 또는 下降伏點 以下の 應力에서 일어난다. 이 破壞는 塑性變形을 全히 隨伴치 않는 劈開型破壞라 稱하고 있다. 破壞는 雙晶을 隨伴하고 있다. 雙晶이 破壞에 對한 역할은 明確치 않으나 雙晶에 依한 높은 應力集中이 直接

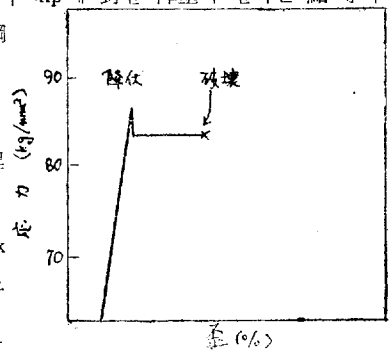


Fig. 8. 下降伏應力의 크기정도의 破壞應力으로서 降伏狀態의 途에서의 脆性破壞

iii) B 領域의 低溫에서 延性破壞를 일으킴에도 不拘하고 微小 crack 가 極히 작으나마 있다는 사실로 부터 微小 crack 가 發生하여도 그것만으로 하여 脆性破壞가 일어난다고 斷定할 수 없음을 알 수 있다.

2) 破壞의 應力條件과 破面方向

脆性破壞인 경우는 最大主應力說, 延性破壞인 경우는 最大剪斷應力說 또는 Mises 說이 適用된다고 생각되고 있으나 實際에는 이들 條件에서 벗어난다고 생각될 경우도 있다. 以下 軟鋼인 경우의 脆性破壞에 對하여 생각하기로 한다.

軟鋼을 脆性破壞의 應力條件에 對하여 實驗한 것은 생각 外로 稀少하다. 以下 Yokobori, Otsuka[14]의 實驗에 對하여 記述코져 한다. 이는 여러가지 ferrite 粒度를 가지는 軟鋼인 中空薄肉 圓筒試驗片에 對해서 液體空氣中에서 引張試驗 및 torsion 試驗을 行한 것이다.

여기서 引張인 경우의 破壞應力(最大主應力으로 表示)를 torsion 試驗인 경우의 破壞應力(最大剪斷應力으로 表示)를  $\tau$  라면, 만약 이 破壞가 最大主應力說에 따른다고 하면  $\tau/\sigma=1$ , 最大剪斷應力說을 따른다면  $\tau/\sigma=0.5$ , Mises 說을 따른다면  $\tau/\sigma=0.577$  로 된다.

實際實驗結果는 Fig. 9에 보는 바와 같이 結晶粒의 크기가 크게 될수록  $\tau/\sigma$ 의 比가 크게 되고  $\tau/\sigma=0.58\sim 0.84$  사이에서 變化하고 있다. 卽 結晶粒이 작을때는 Mises 說 또는 最大剪斷應力說에 가까워 진다고 말할 수 있다. 只今 이 實驗은 化學成分을 一定히 하고 結晶粒度만을 變化시킨 實驗이나 化學成分 및 組織을 變化시킨 경우는 當然히 破壞應力 條件이 달라질 것이라 생각된다.

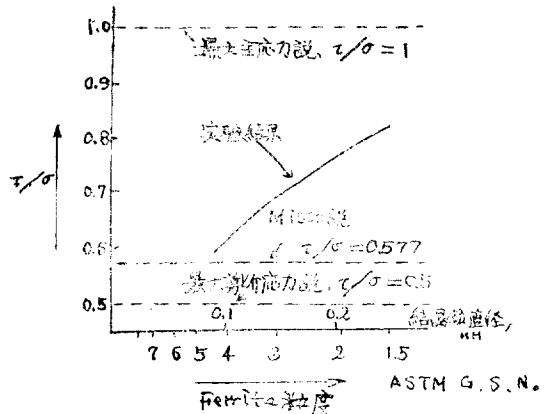


Fig. 9. 結晶粒도와 破壞時의  $\tau/\sigma$ 와의 關係 但,  $\tau/\sigma$ 의 曲線은 Fig의 實驗結果에 나타나는 直線의  $\tau$  및  $\sigma$ 의 값으로부터 求해지는 것이다

다음으로 破面의 方向에 對하여 考察하면 上記 薄肉圓筒 低溫 torsion 試驗을 行한 試驗片의 破面은 最大主應力方向에 垂直에 가까운 螺旋面과 軸에 平行한 方向의 破面으로 이루어 있다고 報告되고 있다[14].

이 後者 卽 軸에 平行한 破面은 最初 螺旋狀破面に 있어서 破壞가 생겼을 때 試驗機의 構造上 荷重을 停止시킬 수 없어서 생긴 것이고 本質的인 것이 아니라 생각된다. 卽 torsion 試驗에 있어서의 破面은 大略 最大引張이 作用하고 있는 面의 方向과 一致하고 있음을 알다.

破面方向은 結晶粒도와는 關係가 없을 것 같다.

3) 結晶粒도와 脆性破壞強度와의 關係

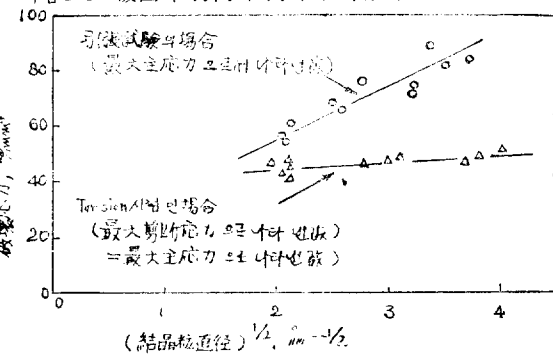


Fig. 10. 薄肉中空試驗(-196°C)에 있어서 引張破壞強度의 torsion 破壞 強度의 Ferrite 粒度依存性의 比較(橫堀, 大塚)

ferrite 結晶粒의 크기와 劈開破壞強度와의 關係는 引張強度인 경우 많은 研究家에 依하여 調査되었다. 이를 簡單히 紹介하면

i) Petch[15]는 破壞應力을 다음式으로 주었다.

$$\sigma = \sigma_0 + k l^{-1/2} \quad \text{但 } \sigma_0, k; \text{ 常數 } \quad l; \text{ 結晶粒의 直徑(mm)}$$

ii) Low[16]는 結晶粒의 크기에 따라 다음式으로 주었다.

$$\sigma = \sigma_0 + k_1 l^{-\frac{1}{2}} \longrightarrow l \geq l_0 \quad \text{但 } \sigma_0, k_1, k_2 \text{ 定數}$$

$$\sigma = k_2 l^{-\frac{1}{2}} \longrightarrow l \leq l_0$$

即 粒度依存性에 左右된다.

iii) 橫堀, 大塚[14]는 前記 薄肉中空筒의 引張 및 torsion 試驗에 있어 torsion 에 依한 破壞인 경우는 破壞 強度의 粒度依存性은 引張인 경우에 比하여 작음을 나타내고 있다(Fig. 10 參照).

4) 치수 효과

glass 와 같은 完全脆性體의 破壞에 關한 Griffith 의 理論[17]에 依하면 材料의 強度는 其속에 存在하는 crack 크기의 平方根에 逆比例하여 減少한다. 또 材料의 크기가 크게 되면 큰 crack 이 包含되는 確率이 增大하므로 結局 材料가 크게 될수록 強度는 低下된다고 생각된다.

이와 같이 생각하면 유리의 섬유 強度는 微細할수록 上昇하고 理論強度에 接近함을 說明하고 있다.

또 Griffith 의 破壞理論에 依하면 龜裂擴大에 必要한 work 는 龜裂擴大에 依하여 解放되는 彈性歪 energy 에 依하여 주워진다. 따라서 龜裂이 單位길이 擴大한 때의 彈性 energy 解放率이 클수록 龜裂은 傳播하기 쉽게 된다. 即 試驗片이 클수록 그속에 蓄積되어 있는 彈性 energy 가 크고 따라서 龜裂擴大에 依하여 energy 解放도 크다고 생각되므로 이와같은 原因으로 試驗이 大型으로 되면 crack 의 傳播가 일어나기 쉽고 또 脆化되 기 쉽다.

따라서 龜裂擴大에 依하여 解放되는 energy 는 龜裂 근방에 있다고 생각되며 너무 떠러져 있는 곳은 關係 없다고 생각되므로 이 原因에 依한 치수 效果도 亦是 어떤 飽和點이 있다고 생각된다.

5. 切缺脆性에 影響을 주는 諸因子

1) 溫度의 影響

鋼은 一般的으로 어떤 溫度 以下인 低溫으로 하면 脆性破壞를 일으키 게 된다. 이 現象은 定性的으로 다음과 같이 說明할 수 있다. 即 金屬 의 降伏應力은 溫度低下와 더불어 急速히 上昇하며 例를 들면 液體空 氣溫度에서는 常溫인 때의 2~3배에 達한다. 그래서 脆性破壞強度로 低 溫에서는 降伏點에 達하기 前에 脆性破壞에 達하여 塑性變形 없이 脆 性 破壞를 일으킨다고 생각되고 있다. 實際로는 이와 같이 單純치 않 고 여러 段階가 있음은 前述한 바와 같다. 또 切缺이 없는 軟鋼인 丸棒 引張試驗에 依한 脆化溫度는 Fig. 7에서 例示한 바와 같이  $-150^{\circ}\text{C} \sim -190^{\circ}\text{C}$  程度인 것이 普通이나 다음 以下의 項目에서 言及되는 여러 가 지 影響 即 切缺에 依한 應力集中(stress concentration), 多軸應力의 影響, 歪速度의 影響, 塑性加工의 影響, 化學成分의 影響, 熔接의 影響 등이 있으며 延性脆性遷移溫度는 大端히 크게 上昇하여 常溫程度以 上에 達하게 한다. 以下 各項에 對하여 說明키로 한다.

2) 多軸應力 및 應力集中의 影響 (切缺의 影響)

먼저 多軸應力에 對하여 記述코져 한다. Fig. 11 [18]에서 보는 바와 같이 丸棒에 圓周切缺을 가지는 第一簡單한 경우를 생각해 보자. 이와 같은 試驗片이 引張을 받으면 切缺이 芯部分은 塑性變形을 일으켜 늘

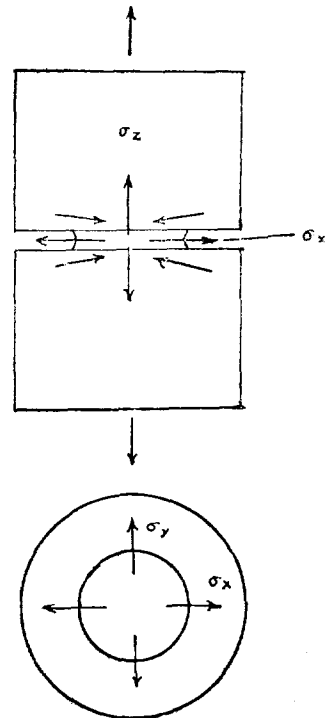


Fig. 11. 切缺에 依한 3軸應의 發生[18]



어나고 半徑方向으로는 收縮을 일으키려 한다. 그래서 이 上下端에 있어 斷面積이 큰 部分은 彈性域 그대로이고 變形量이 極히 작으므로 芯部分이 半徑方向으로 收縮하려는 것을 拘束하게 되므로 Fig. 11의  $\sigma_x$  와 같은 半徑 方向으로 芯部分에서 發生한다. 材料의 降伏條件으로서 最大剪斷應力 一定인 條件을 생각하면

$$\sigma_z - \sigma_x = Y \quad (\text{但 } \sigma_z > \sigma_x, \sigma_x = \sigma_y)$$

여기서  $Y$ 는 切缺이 없을때의 降伏應力

$$\therefore \sigma_z = Y + \sigma_x$$

即 切缺이 있으면 降伏時 (降伏發生時, 塑性流動時)의 軸方向應力은 切缺이 없는 경우에 比하여  $\sigma_x$  만큼 높게 된다.

여기서  $\sigma_x/Y=q$ 는 塑性拘束係數(plastic constraint factor)[18]라 불려지는 값으로서 切缺의 예리한 程度와 깊이 등에 依하여 決定된다. 大端히 切缺效果가 큰 場合에서 3程度인 값을 가진다.

또 切缺에 依하여 應力集中이 생기는 場合는 이 應力集中이 생기고 있는 협소한 處만이 降伏點을 넘어도 周圍가 彈性域인 處로 남아 있을 場合는 變形이 拘束되므로 降伏 및 塑性流動을 일으키지 않고 結局 이 部分의 降伏點이 上昇하게 된다.

切缺이 있을 場合는 前記의 多軸應力의 影響과 應力集中에 依한 效果때문에 塑性變形을 일으키는 應力이 上昇하는 한편 脆性破壞는 이들의 影響을 받는 일이 極히 적다고 생각되므로 結局 切缺이 있으면 降伏應力과 脆性破壞應力이 가깝게 되어 脆化의 傾向을 나타내고 脆化하는 溫度 即 遷移溫度를 높게 한다고 생각된다. 이와 같이 切缺의 影響은 一般的으로 切缺이 깊을수록, 切缺半徑이 작을수록 切缺角度가 예리할수록 크게 된다고 생각되나 이들의 影響은 飽和值가 있다고 생각된다.

한 例는 V-notch Charpy 인 場合의 data를 Fig. 12 [14]에 나타내었다.

V-notch Charpy 에서는 切缺半徑이 0.25 mm 가 標準으로 되어 있으나 Fig. 12에 提示한 data에 依하면 0.25 mm에서 鋼材에 따라서는 飽和值에 達하지 않는 場合도 있으며, 이와 같은 場合에는 切缺半徑의 製作誤差가 衝擊值 또는 遷移溫度의 값에 크게 影響을 주게 된다.

### 3) 歪速度의 影響

降伏點은 歪速度의  $n$  乘에 比例하여 上昇한다는 것이 알려져 있으며 歪速度의 上昇은 溫度降下와 同樣으로 材料를 脆化시킨다고 생각된다. 따라서 同一形狀의 試驗片에 對하여 靜的試驗과 衝擊試驗에 依해서 遷移溫度를 求해보면 衝擊試驗인 場合의 편이 遷移溫度가 높게 된다고 一般的으로 豫想되나 切缺의 예리한 程度와 形狀에 依하여 逆으로 靜的試驗인 場合의 편이 높게 될 場合도 있다는 事實이 實驗的으로 알려져 있다[20].

### 4) 塑性加工 및 歪時効의 影響

冷間加工에 依한 加工硬化를 받은 材料가 脆化의 傾向을 가지는 것은 容易할 것이라 상상된다. Fig. 13에서 보는 바와 같이 여러 가지 溫度에서 여러 가지 豫歪(pre-strain)를 준 場合에 있어서 遷移溫度에 미치는 影響

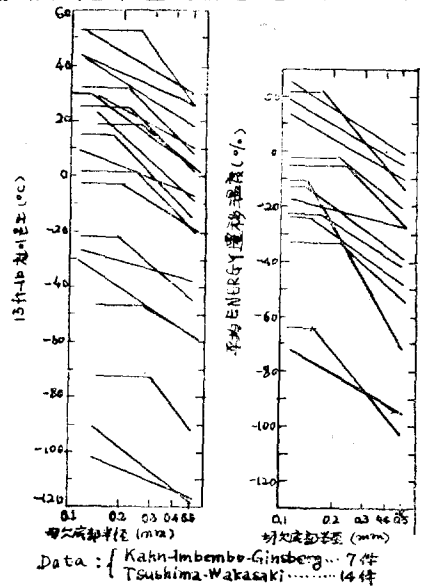


Fig. 12. V-CHARPY 試驗의 遷移溫度에 미치는 切缺 半徑의 影響[19]

은 調査한 결과이다[21]. 이에 依하면 室溫에 있어 豫歪도 有害하나 特히 200°C~300°C의 所謂 靑熱性溫度

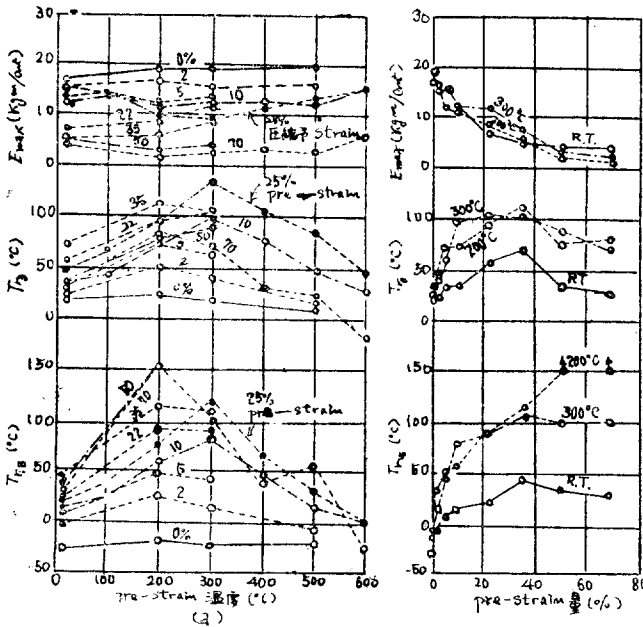


Fig. 13. 軟鋼에 있어 여러가지 量의 引張豫歪를 여러가지 溫度 下 시켰을 때 遷移溫度에 미치는 영향(寺澤 大谷 吉田 寺井)[21]

에 있어서 豫歪는 特히 현저하게 有害함을 알 수 있다.

다음으로 Fig. 14, 15에 있어 歪時効에 關한 實驗結果에 對하여 살펴보기로 한다.

Fig. 14[22]는 0.24% C인 鋼에 2, 5 및 10%의 歪(strain)을 준 후 室溫에서 1個月 放置하여 時効를 얻은 후 實驗을 行한 結果이다. 다른 鋼材에 對해서도 大略 이와 같은 結果를 얻고 있다.

다음으로 Fig. 15[23]는 10%의 豫歪를 준 後 이리까지 溫度로서 時効 시킨 경우의 結果이나 이에 依하면 一般의 200°C~300°C 程度에서의 時効가 第一인 影響을 끼친다.

5) 寸寸 効果

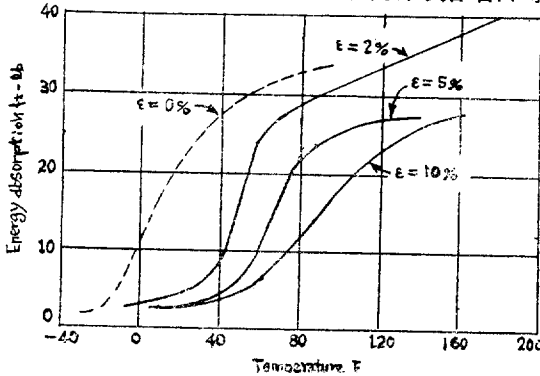


Fig. 14. 室溫에 있어 歪時効가 衝擊值에 미치는 影響

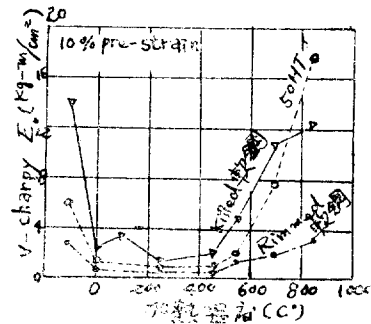


Fig. 15. 여러 溫度에 있어 歪時効(1時間)가 衝擊值에 미치는 影響[23]

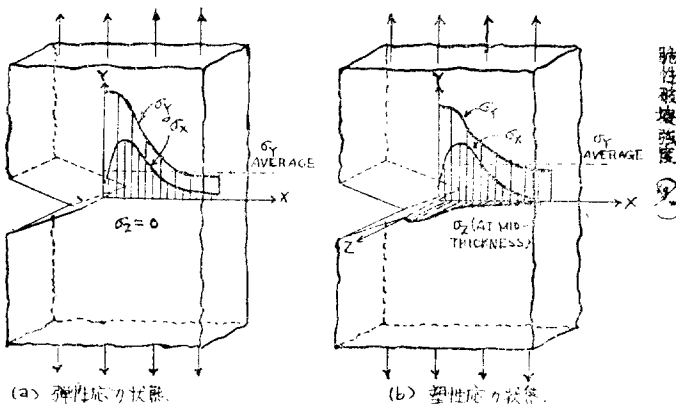
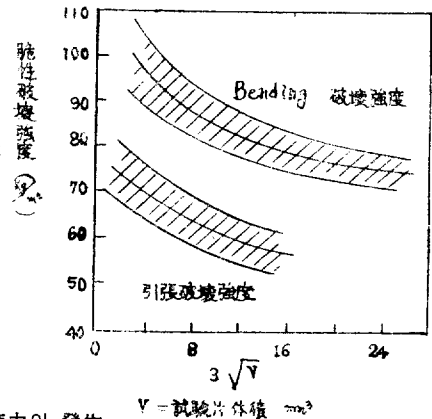


Fig. 16. 切缺部에 있어 3軸應力의 發生



$V = \text{試驗片體積 } \text{mm}^3$

切缺이 없는 試驗片인 경우에 있어 脆性破壞의 치수 效果에 對해서는 試驗片이 크면 龜裂擴大에 따른  $\text{energy}$  解放率이 增大하므로 試驗片이 크게 될수록 脆性龜裂의 傳播가 일어나기 쉽다는 點은 切缺脆性破壞인 경우에는 成立한다. 치수 效果는 이와 같이 龜裂傳播에 關해서 뿐만 아니라 龜裂發生에 對하여도 影響을 끼친다. 卽 切缺底部에 塑性變形이 일어나기 始作하면 Fig. 11에서의 原理와 같은 機構로 Fig. 16-b의  $\sigma_2$ 와 같은 應力이 板厚계 方向으로 생긴다.

이 應力은 板의 表面에서는 當然 zero 이고 板厚계 中央에서 最大로 된다. 또 이 事實로부터 상상되는 것과 같이 이  $\sigma_2$ 의 값은 薄板에서는 無視될 수 있는 程度로 작으나 板厚계가 크게 될수록 큰 값으로 된다. 따라서 應力의 3軸性이 增大하여 脆化의 傾向으로 된다.

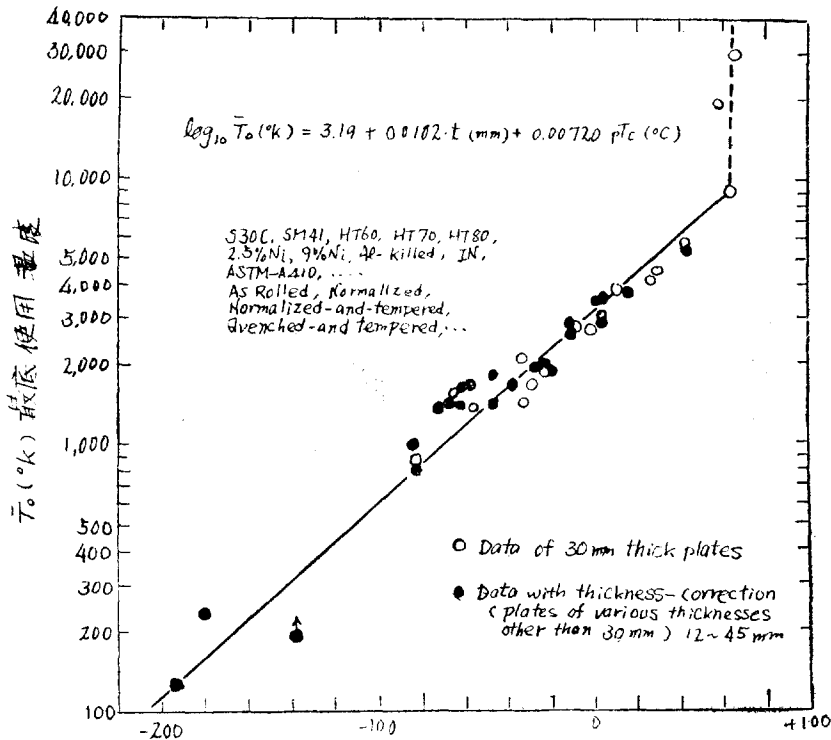


Fig. 17. 二重引張試驗에 있어 傳播停止特性( $T_0$ )과 ptc의 關係(pivot를 設定하여 整理) [24]

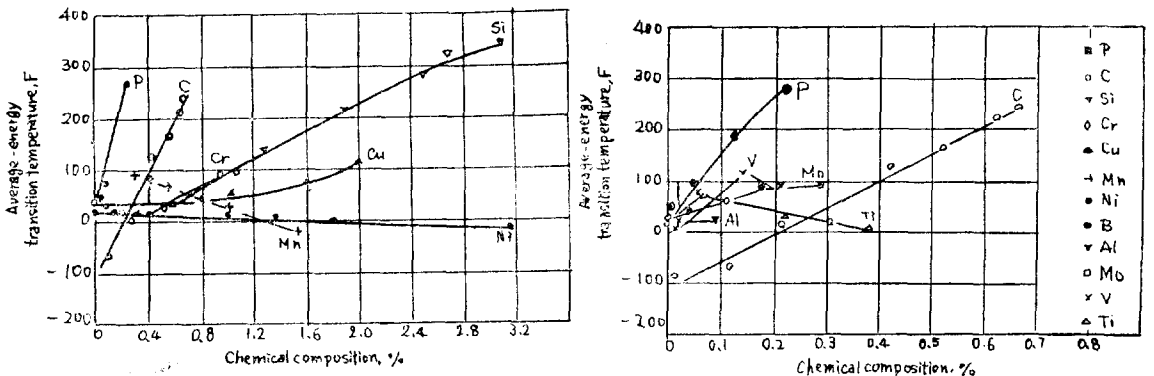


Fig. 18. 各種合金元素가 遷移溫度에 미치는 影響(Rinebolt & Harris) [25]

또 이와 같은 應力因子外에 板두께가 두겹게 되면 材質的으로 弱하게 되는 경향이 있다.

6) 化學成分의 影響

化學成分이 鋼의 遷移溫度에 큰 影響을 줌은 명료하다. 各成分의 影響은 다른 成分의 存在에 依하여 影響하는 양식이 틀림은 勿論이다.

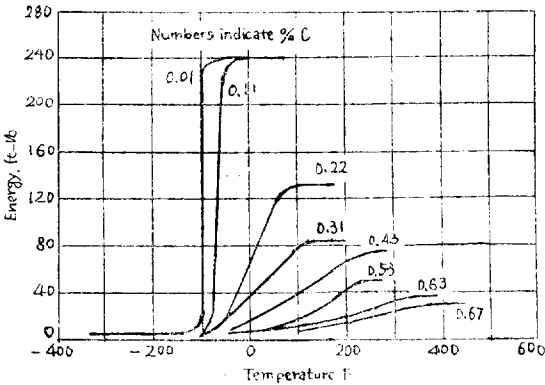


Fig. 19. 遷移曲線에 미치는 炭素의 影響 (Rinebolt, Harris)

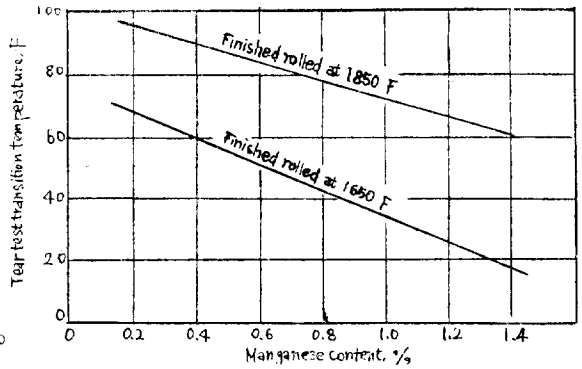


Fig. 20. Kahn 引裂試驗破面遷移溫度에 미치는 Mn의 影響 (Lorig)

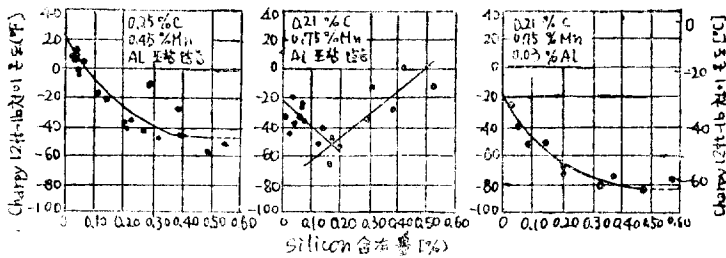


Fig. 21. Charpy 12 ft 遷移溫度에 미치는 Silicon의 影響 (Frdzier)

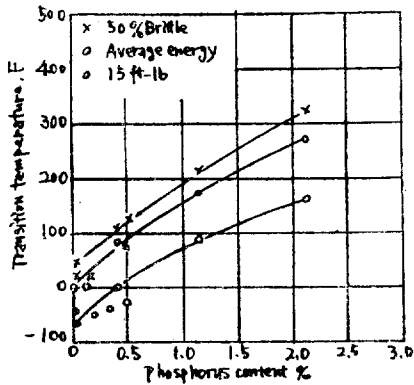


Fig. 22. 0.3% C 1.0% Mn 鋼에 미치는 P의 影響 (Rinebolt and Harris)

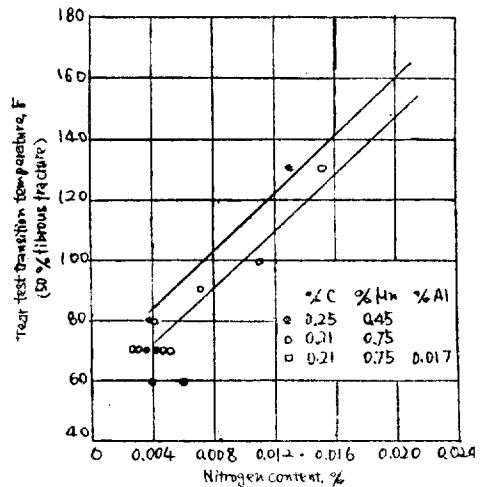


Fig. 23. 引裂試驗破面遷移溫度에 미치는 N의 影響 (Erzier, Boulger, Lorig)

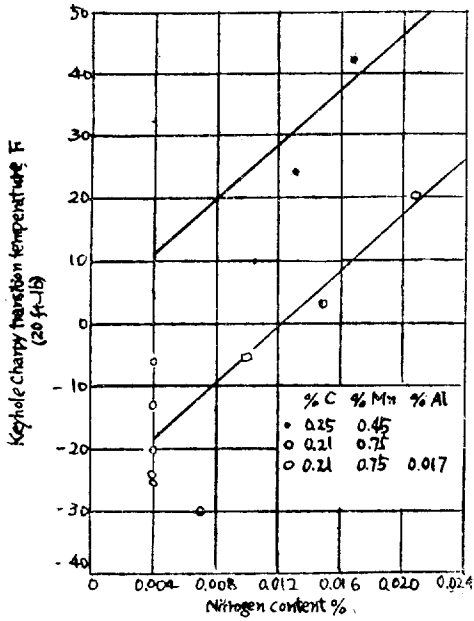


Fig. 24. Keyhole Charpy 遷移溫度에 미치는 H의 影響(Frizier, Boulger, Lorig)

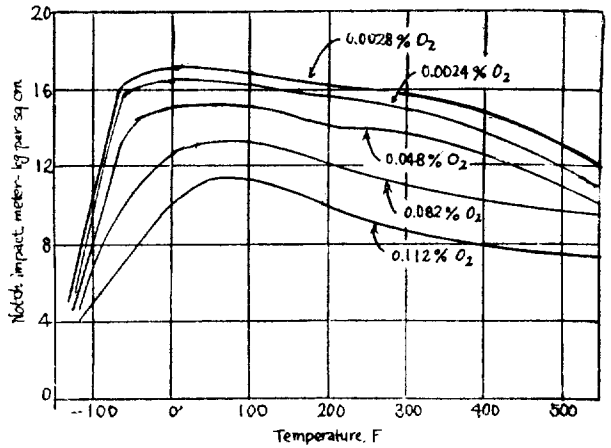


Fig. 25. 鐵의 衝擊強度에 미치는 酸素의 영향 (Schmidt) [26]

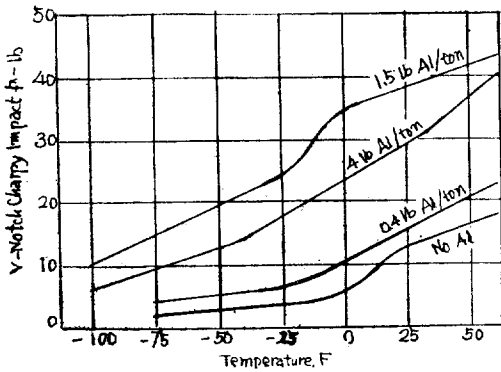


Fig. 26. V-notch Charpy 遷移溫度에 미치는 Al의 影響

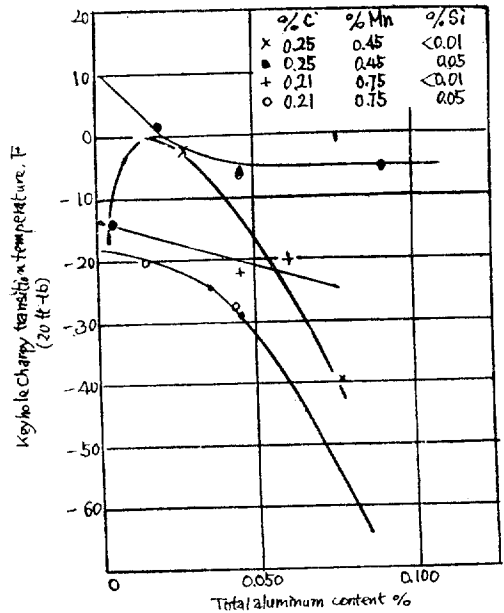


Fig. 27. Key hold Charpy 20 ft-lb 遷移溫度에 미치는 Aluminum의 影響

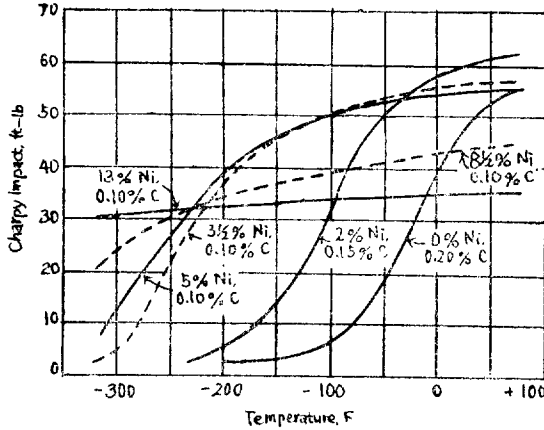


Fig. 28. Keyhole Charpy 遷移溫度에 미치는 Ni의 影響

7) 結晶粒度的 影響

ferrite 結晶粒度 亦是 鋼의 遷移溫도와 密接한 關係가 있으며 ferrite 粒의 작을수록 遷移溫度는 낮아진다.

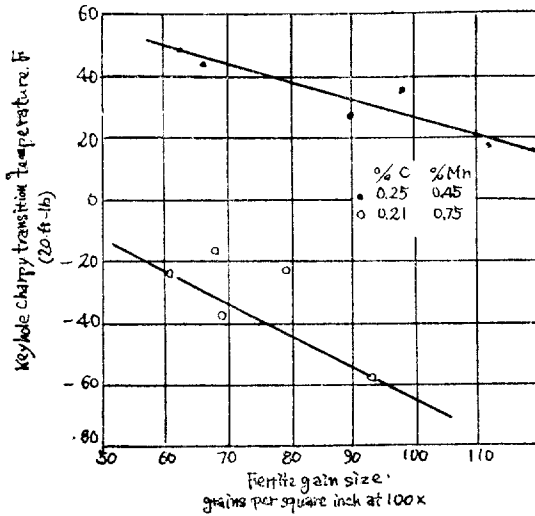


Fig. 29. Keyhole Charpy 遷移溫度에 미치는 Ferrite 粒度的 影響

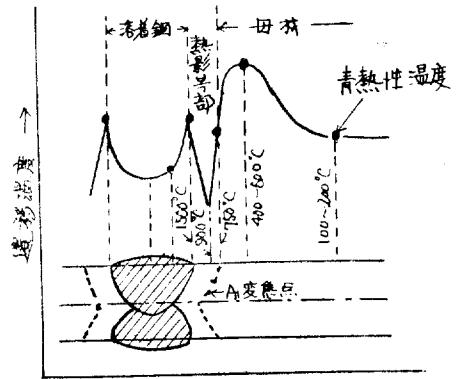


Fig. 30. 軟鋼熔着部の 熔着溫度的 分布

8) 熔接의 影響

a) 軟鋼인 경우 軟鋼熔着部の 遷移溫度 分布狀態는 Fig. 30에서 보는 바와 같이 軟鋼인 경우는 一般的으로 熔着金屬의 遷移溫度는 母材보다 낮다. 이는 熔着金屬은 一般的으로 母材보다 炭素含量이 작기 때문이다.

母材의 熱影響部에 對해서는 Fig.30 과 같이 bond 部와 bond로부터 數 mm 떨어진 곳에서 200°C~300°C 程度로 加熱된 곳에서 第一 脆化가 많이 되는 部分임이 알려져 있다. 이 脆化域은 完全히 母材側에 있으므로 普通 이 곳에서는 熔接缺陷 등이 없고 또한 脆性破壞가 이 곳에서 發生할 可能性이 없으므로 問題視되지 않는 경우가 많다. 한편 bond 部の 脆化를 막기 위해서는 冷却速度가 너무 빠르지 않겠끔 熔接條件을 考慮해야 할뿐만 아니라 豫熱(preheating)을 行하면 有效하다.

b) 高張力鋼인 경우 例를 들면 TH60 程度以上에서의 母材는 燒入, 處理에 依한 強度, 靱性(toughness)

共히 좋으나 熔着金屬인 경우는 熔着 그대로의 狀態이므로 母材와 同一한 程度의 強度, 靱性を 얻기에는 極히 困難하며 調質鋼인 경우 一般的으로 熔着金屬의 toughness는 母材에 比하여 현저히 떨어짐이 普通이다.

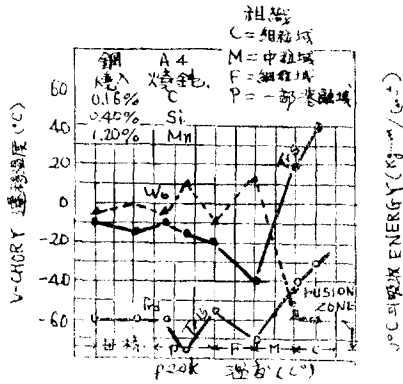


Fig. 31. 再現加熱 影響部の 切欠靱性に 미치는 最高加熱溫度의 影響 Mn-Si 鋼[27]

다음으로 熱影響部に 있어서는 Fig. 31, 32, 33에서와 같이 熔接熱 cycle 再現裝置에 依하여 熔接部 各部에서 받는 熱影響을 再現시켜 만든 試驗片에 對하여 遷移溫度 및 衝擊値를 調査한 結果이다. 이 結果에 依하면 遷移溫度가 上昇하고 衝擊値가 減少하는 곳은 bond 部, 1400°C 前後에서 加熱된 領域과 700°C~750°C 程度로 加熱된 領域이고 AC<sub>1</sub> 程度의 加熱에 依한 脆化는 HT 80인 경우 현저하다. 兩者中 特히 問題로 되는 것은 bond 部の 脆化이나 이 부분에 있어 toughness의 低下를 막음에는 여기서 例를 든바와 같이 低炭素高張力鋼인 때는 熔接時의 冷却速度를 올려줌이 有效함을 알 수 있다.

Fig. 34, 35, 36은 冷却速度를 變化시킨 경우의 遷移溫度 또는 衝擊値의 變化를 나타낸 것이다. 어떤 경우에서나 冷却速度를 올리는데 따라 遷移溫度는 낮아지고 衝擊値는 上昇하고 있다.

이와 같이 冷却速度를 올림으로써 切欠靱性을 높일 수 있는 것은 低炭素인 경우이고 其의 限界는 0.18% C 程度이라 본다. 이 경우는 靱性이 많은 低炭素 martensite가 되기 위해서 靱性이 向上되기 때문이다 보고 있다. 또 너무 冷却速度를 올리면 熔接 crack 等의 問題를 수반하게 된다.

冷却速度를 크게 한다는 것은 實際問題로 熔接時의 入熱을 적게 하므로 얻어지는 것으로 이는 調質鋼인 경우에 나타나는 速化域(Fig. 37)을 最少限으로 해서 멈추는 것이 有效하다.

Fig. 38, 39, 低溫用鋼인 경우의 data이다. Fig. 38,에서 熔接境界部의 衝擊値는 制限 低下되고 있다. 이를 막기 위해서는 前述한바와 같이 하고 熔接入熱을 制限함이 어느程度 有效하다. Fig. 39는 熱影響部의 衝擊値이고 이는 母材(base metal)와 거의 같은 程度의 값을 나타내고 있다.

9) 各種遷移溫度間의 關係

Fig. 40, 41는 여러가지 種類의 鋼材에 對하여 여러가지 試驗法으로서 求한 遷移溫度를 比較한 것이다. 이

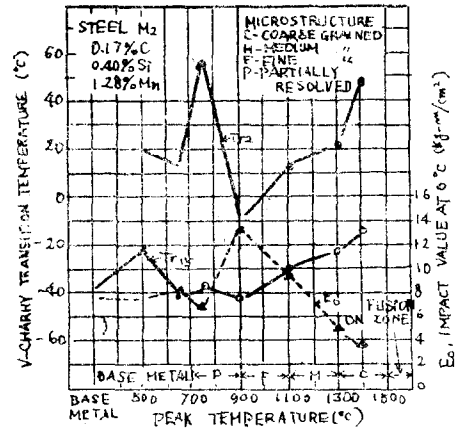


Fig. 32. 再現熱影響部의 切欠靱性に 미치는 最低加熱溫度의 影響의 調査 HT 60[28]

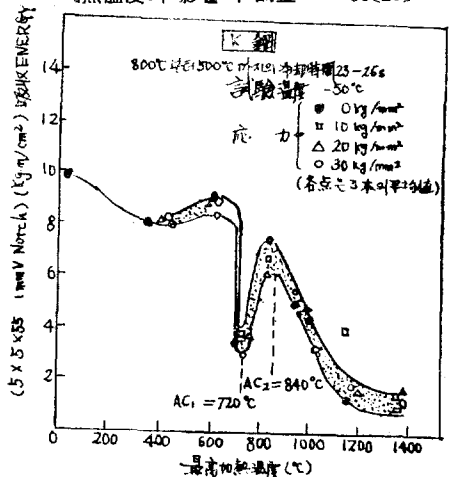


Fig. 33. 再現熱影響部가 切欠靱性に 미치는 最高加熱溫度의 影響 HT 80, 0.15% C[29]

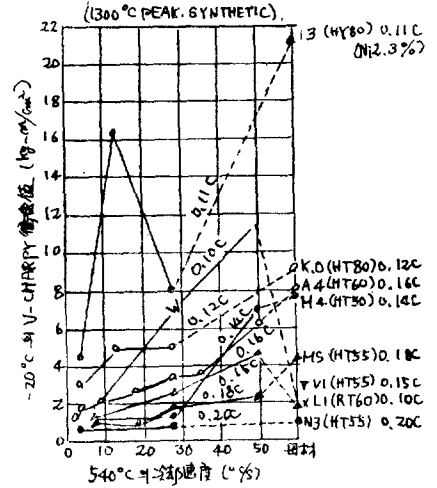
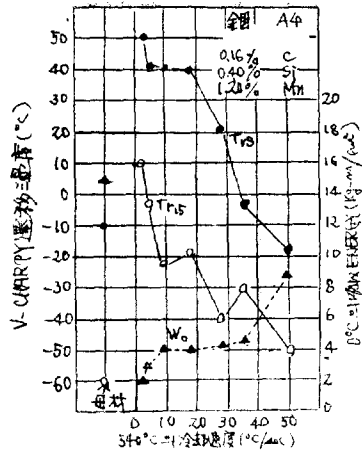
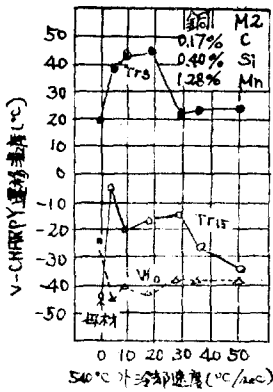


Fig. 34. 再現熱影響部が切欠靱性に 미치는冷却速度の影響 [27]

Fig. 35. 再現熱影響部が切欠靱性に 미치는冷却速度の影響 [27]

Fig. 36. 여러가지 高張力鋼이 熔接의冷却速度에 미치는影響值

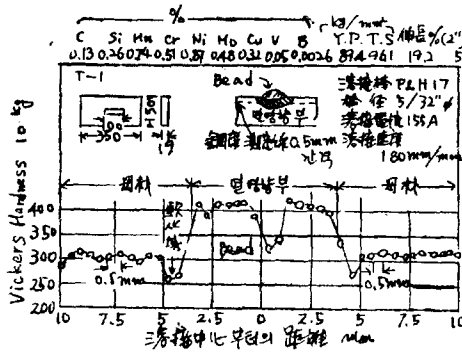


Fig. 37. 鋼 (HT 80) 熔接部の硬度分布例

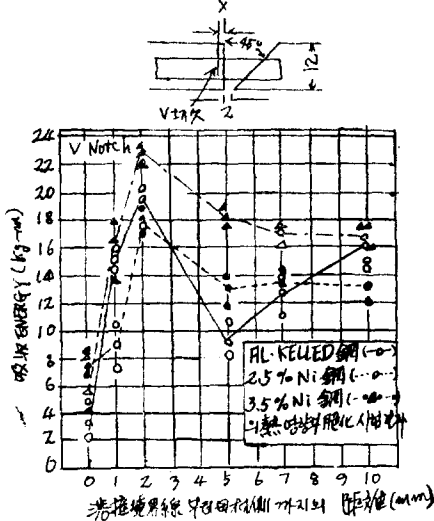


Fig. 38. Al. Killed 鋼 (—○—) 2.5% Ni 鋼 (—●—) 3.5% Ni 鋼 (—▲—) 的熱影響部脆化試驗結果

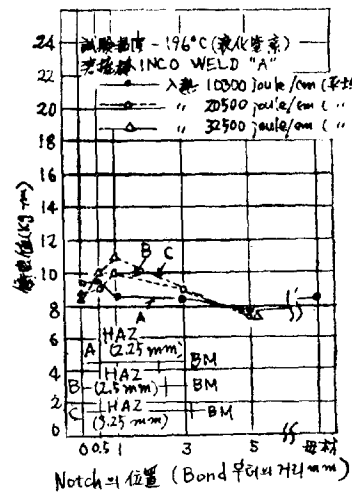


Fig. 39. 9% Ni 鋼的熔接接手各部的衝擊值及入熱的關係



에 依하면 試驗法에 따라 鋼材의 評價順位가 틀림을 잘 나타내고 있다.

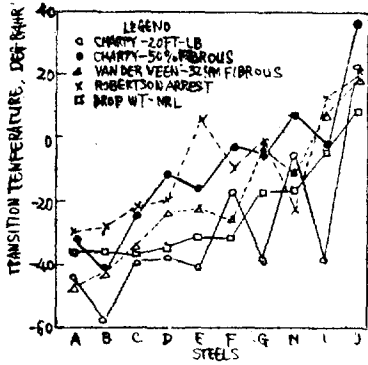


Fig. 40. 10 種類의 鋼에 對한 種類의 4 試驗法에 의한 遷移溫度의 比較 [32]

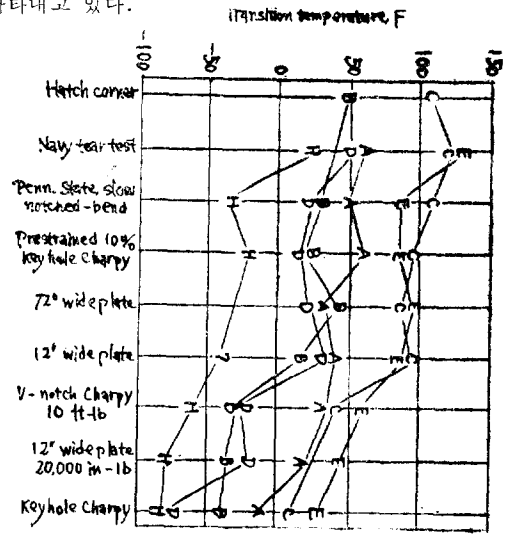


Fig. 41. 6 種類의 鋼에 對한 여러 種類의 遷移溫度 [33]

6. 熔接構造物에 있어 低荷重脆性破壞의 原因과 其對策

1) 熔接 bead 付 廣幅引張試驗과 低應力 脆性破壞發生試驗 : 前述한 바와 같이 普通軟鋼은 切缺이 없는 狀態에

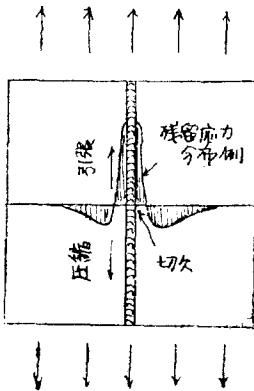


Fig. 42. Wells 가 사용한 試驗의 略圖(殘留應力 分布의 值을 記入한 것)

서는  $-100^{\circ}\text{C} \sim -190^{\circ}\text{C}$  程度인 低溫이 아니면 脆性破壞가 일어나지 않는다. 그러나 萬一 여러 切缺이 存在하면 常溫에 가까운 溫度에서도 脆性破壞가 일어나게 된다.

그리고 一旦 發生한 龜裂은 얼마간 낮은 應力狀態에서도 傳播하나 이를 發生시키에는 높은 應力을 必要로 한다. 卽 龜裂傳播試驗인 경우는 龜裂을 發生시키기 위해서 Robertson 試驗 및 ESSO 試驗

에 있어서는 衝擊力을 주고 있으며 二重引張試驗에 있어서는 高應力인 龜裂發生部分을 設置하여 이에 依하여

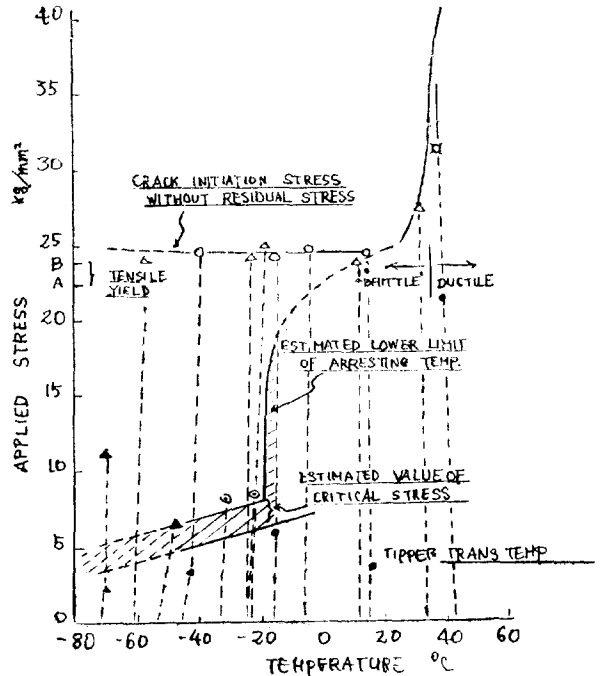


Fig. 43. 熔接 bead 付 廣幅切缺試驗結果의 例 [6]

發生한 龜裂을 試驗片本體에 傳播하졌끔 되어 있다.

그런데 實際構造物的 脆性破壞事故에 對해서 調査한 結果에 依하면 破壞發生에 影響을 줄만한 크기의 應力에 負荷된 형적이 없는 경우가 많으며 이와 같은 경우에는 무엇이 破壞의 發生原因이 되었는가 問題 된다.

其原因中 第一可能性이 많다고 생각되는 것 中の 하나가 殘留應力이다.

熔接影響을 살피기 위해서 Wells[5]는 Fig. 42와 같은 試驗片을 使用하여 引張試驗을 行하였다.

그래서 15kg/mm<sup>2</sup> 程度의 低應力破壞를 實驗的으로 再現시키는 것을 처음 成功시켰다. 其後 Kihara[6] 等에 依하여 詳細한 實驗이 行하여졌다. 이를 紹介하면 Fig. 43과 같고 이 實驗에 依한 破壞에는 다음과 같은 種類가 있음이 確認되었다.

a) 어떤 溫度以上에서는 延性破壞(記號 ⊙), 以下에서는 脆性破壞가 일어난다. (이때 延性으로부터 脆性으로 變하는 溫度는 Tipper 試驗에 依한 遷移溫度和 一致한다.) 이 溫度以下에서 일어나는 脆性破壞發生의 型은 다음 b) c) d)로 나누워 진다.

b) 低應力에 있어서 一段破壞(記號 ⊙ 및 ▲) 이는 切缺部로부터 脆性破壞가 比較的 高應力(具體的으로 말하면 各鋼材에 依하여 定해지는 龜裂 傳播開始 限界應力 estimated value of critical stress로서 Fig. 43에서 斜線引應力보다 높은 應力)에서 發生한 때 일어난다.

只今 三角記號는 熔接直後, 熔接收縮應力 때문에 切缺部에 작은 龜裂이 생긴경우(圓形記號) 이와같은 龜裂이 생기지 않은 경우를 나타내었다.

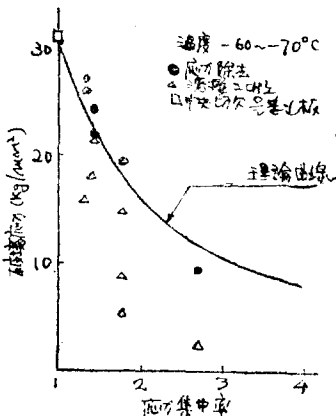


Fig. 44. 不連續構造試驗片에 依한 結果例[7]

c) 上限界應力보다 낮은 應力에서 龜裂이 發生하면 龜裂은 어떤길이 만큼 進行하고 破斷까지 일어나지 않고 殘留應力은 解放되고 말므로 다시 荷重을 增加시켜 比較的 高荷重에 達하여 破斷된다. 記號 ●...○... 또는 ▲...△...로 나타내었다. ● 또는 ▲는 一段破壞, ○ 또는 △는 完全破斷을 表示 圓形과三角의 記號 使用區分은 b)와 同一하다.

d) 高應力에서 破壞(低溫에 있어) 熔接殘留應力이 없을 경우는 Fig에서와 같이 高應力에서 破斷이 일어난다. 이와 같은 破壞는 前記 c)에서 말한 第一段階破壞가 限界應力以下에서 생긴 경우와, 熔接直後에 切缺에 依하여 熔接收縮應力에 依하여 crack 이 생기고 이에 依하여 殘留應力이 解放되어 버리는 경우도 있다. 이와같이하여 熔接殘留應力이 共存할 경우에는 3~7 kg/mm<sup>2</sup> 程度의 低應力에서도 crack 이 發生하고 이것이 擴大되어 全體的인 破壞에까지 이르는 경우가 있음이 實證되었다.

以上은 熔接殘留應力과 切缺과의 重疊作用에 依하여 低應力破壞가 發生하는 경우에 對하여 述하였으나 其後의 研究에 依하면 脆性破壞는 이와같은 條件이 아니라도 일어남이 發表되었다.

Kihara 等은 構造上으로 不連續을 가지는 試驗에 對하여 實驗이 行하였다. 이 結果를 Fig 44에서 보는 바와 같다. 殘留應力을 완화시킨경우(記號 ●)는 構造上 不連續과 切缺의 作用만으로도 低應力破壞를 일으킬 可能性이 있음을 나타내었다. 또 이에 殘留應力이 重疊할 경우(記號 △)는 數 kg/mm<sup>2</sup> 程度의 極히 낮은 應力에서 破壞를 일으키고 있다.

2) 熔接構造物에 있어 脆性破壞防止의 概念[34]

以上 記述한 事實들로부터 熔接構造物의 脆性破壞特性은 Fig. 45와 같이 나타낼 수 있다. 卽 PQ는 에리한 切

缺이 없는 試驗片의 破斷應力으로서 普通引張破壞強度에 對應한다.

RS 는 예리한 切缺은 있으나 殘留應力, 構造上不連續에 依한 應力集中 등이 없는 경우의 破斷應力으로 普通 鋼材에서는 降伏點程度의 크기이다. TU 는 龜裂發生(傳播開始) 限界曲線으로 前記한 廣幅切缺試驗에서 얻는 曲線 또는 平坦 溫度型 二重引張 試驗 등에서 얻은 것도 이에 가깝다고 생각된다. 卽 이 曲線을 境界로 하여 左上의 狀態에서 試驗片을 試驗하면 ESSO 試驗이나 二重引張으로서 龜裂發生部의 高應力, 또는 廣幅試驗片에서는 殘留應力 + 附加應力 등에 依하여 crack 를 試驗片에 導入해 주면 거의 crack 가 傳播하여 試驗片이 破壞에 이르고 한편 이 曲線의 右下에서는 上記와 같이 하여 龜裂을 만드려 줘도 龜裂은 그 以上 擴大하지 않는 限界曲線을 나타내고 있다.

다음으로 曲線 VW 는 Robertson 試驗 및 溫度勾配를 갖는 二重引張試驗에 依하여 얻어지는 曲線으로 低溫部에서 傳播하여온 龜裂이 차차 高溫部에 와서 이 溫度에 오면 停止함을 나타내고 있다.

또 構造物의 使用狀態에 있어서 應力 및 溫度狀態가 이들 曲線에 依하여 區分되는 各領域에 있을 때 어떠한 舉動을 나타내는가를 생각해 보자.

먼저 曲線 VW 로 부터 右側領域에 있을 때 이 경우에는 어떤 事故로 因하여 破壞가 一部에 일어나더라도 龜裂은 擴大하지 않고 停止하여 버린다. TU 와 VW 사이에서는 龜裂이 發生하는 일은 없으나 萬一 豫想外의 應力 때문에 龜裂이 發生하면 擴大하여 破斷에 이르게 된다고 생각된다. TU 左側인 경우는 切缺과 殘留應力 構造上應力集中, 工作上的 原因 등이 共存하기 때문에 crack 가 發生하면 이 crack 는 傳播하여 全體의인 破斷에 이르는 事故를 일으키게 된다. 卽 이 領域에서는 特히 切缺, 熔接殘留應力, 工作上的 缺陷 등을 重要視하지 않으면 안된다. 以上과 같은 考察로부터 熔接構造物의 脆性破壞防止上에는 다음과 같은 點이 重要하다는 事實을 알게 되었다. 卽

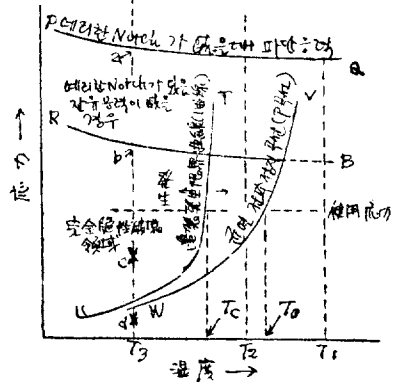


Fig. 45. 熔接構造物의 破壞強度의 概念圖[34]

- i) 脆性龜裂의 發生源으로 되는 熔接缺陷 등에 依한 切缺을 만들지 말것.
- ii) 낮은 外的附加應力도 切缺로 因한 脆性破壞를 發生하는데 큰 役割을 하며 熔接殘留應力, 構造上의 不連續 등을 可及的 적게 할것.
- iii) Fig 45 에서 TU, VW 등의 曲線이 可及的 低溫쪽에 있는 鋼材를 使用할 것과 曲線 VW가 構造物의 使用溫度보다 低溫쪽에 있으면 熔接缺陷 등에 依한 切缺, 殘留應力, 構造上의 不連續 등이 있어도 脆性龜裂은 發生치 않고 또 어떤 事故 등에 依한 crack 가 한 部分에 일어나더라도 傳播하지 않고 停止한다.

그런데 上記 i) ii)를 完全히 實行함은 實際問題로 困難하여 豫期치 않는곳에 熔接缺陷 등이 있을 可能性이 있으며 또 熔接構造物 등에 있어서 熔接殘留應力을 完全히 除去하려면 大端히 困難하므로 實際로는 存在한다고 生覺함이 安全하다. 따라서 結局 iii)의 경우를 實用化시킴이 容易하다고 生覺된다.

이와 같은 理由에서 鋼材의 脆性破壞特性을 停止曲線(VW)와 發生曲線(TU) 등에서 判斷되는 것이 合理的이라 生覺되나 이들 曲線을 定함에는 應力切缺熔接試驗片, 二重引張試驗片, ESSO 試驗, Robertson 試驗 등과 같이 많은 費用, 特殊한 設備 등을 要하므로 工業的 試驗法으로서 는 不便하다. 그래서 이들 龜裂傳播試驗에 依한 遷移溫度는 V型試驗片에 依한 結果로 부터 推定함이 實用的이다.

press notch charpy 에 依한 遷移溫度가 相關關係를 가짐이 알려져 있으며 이 關係를 Fig. 46에 나타내었다

press notch charpy 는 아직 一般化되지 않아 V-notch charpy 値를 使用할 경우는 Fig. 47의 關係에서 V-notch charpy 의 값으로부터 press notch charpy 値를 推定할 可하다.

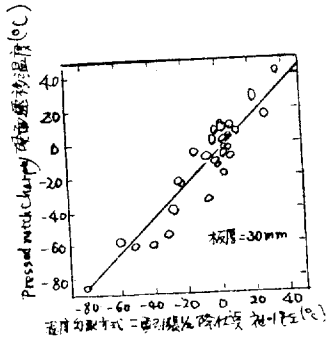


Fig. 46.

二重引張試驗

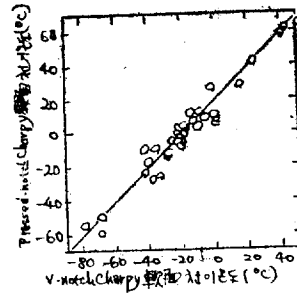


Fig. 47.

### 7. 熔接構造物의 脆性破壞事故例[35]

IIW 報告中에서 事故例를 引用하여 紹介하면

Fig. 48. 1957年 建造 7000 DWT refrigerator ship 1958年 入渠中 冷凍室의 deck 에서 큰 crack 發生 이 때 冷凍液  $-30^{\circ}\text{C}$

- 要因 a) 冷凍 pipe 絶緣不良
- b) doubler 이 手動 gas 切斷으로 모서리에 예리한 角을 이룸
- c) deck 上에 廣範圍한 熱應力이 生기고 있었다.
- d) 鋼板의 遷移溫度(V-charpy)가  $-20^{\circ}\text{C}$  이었고  $-25^{\circ}\text{C}$  에서 脆性破壞

Fig. 49; Oil Tanker 의 Upper Deck

1952年 建造 12000 GT Tanker  
 1960年 12月 中央部上甲板에 큰 crack 發生  
 發生位置는 float gauge opening  
 low cycle fatigue

- 要因 a) opening 方向이 縱으로 되었어야함
- b) opening, gas 切斷한 후 finishing(仕上)치 않았음
- c) 局部荷重에 依한 高應力때문에 塑性疲勞 crack 發生

Fig. 50; oil tanker stringer plate

1945年 建造 15400 DWT Tanker  
 1959年 2月 爆音과 더불어 破壞  
 要因 a) 橫隔壁 때문에 deck girder 斷切  
 b) 荷重에 依한 高應力

Fig. 51; oil tanker 의 bilge strake

1947年 建造 18500 DWT tanker  
 1956年 16790 t 의 oil 를 싣고 航海中

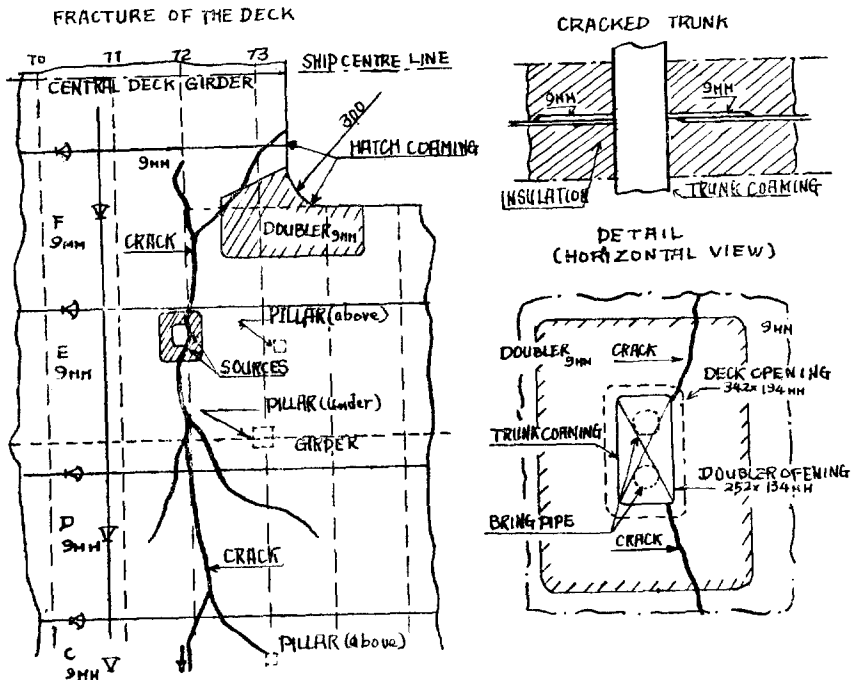


Fig. 48. Refrigerator ship

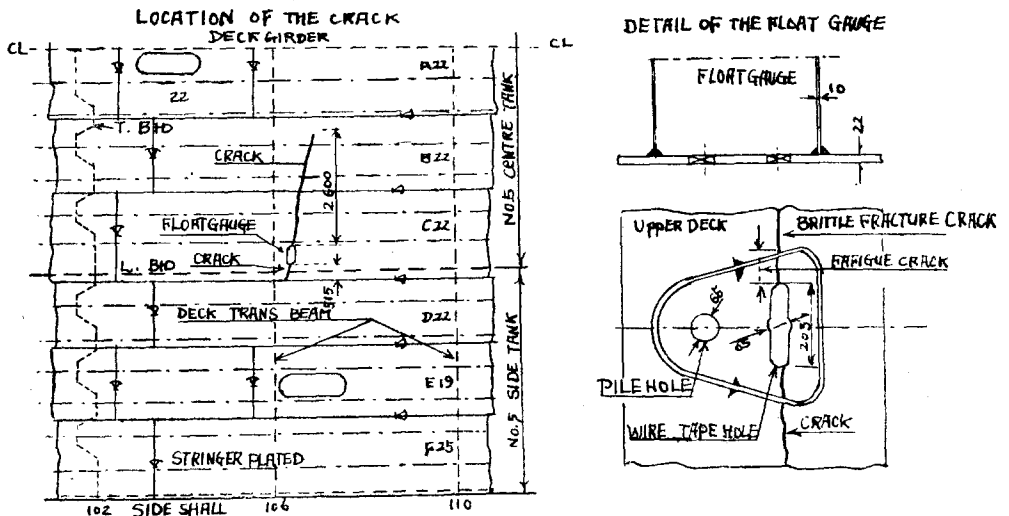


Fig. 49. Oil tanker의 upper deck

- 要因 a) bilge strake 에 큰 sagging 應力
- b) fatigue crack 或은 low cycle fatigue crack 의 發生
- c) 鋼材品質이 나뻐다.

Fig. 52; oil tanker의 船底外板

1945建造 16400 DWT tanker 載荷航海中 (海水 7.0 外氣 6.0)

- 要因 a) butt weld 의 熔接缺陷 疲勞와 關係

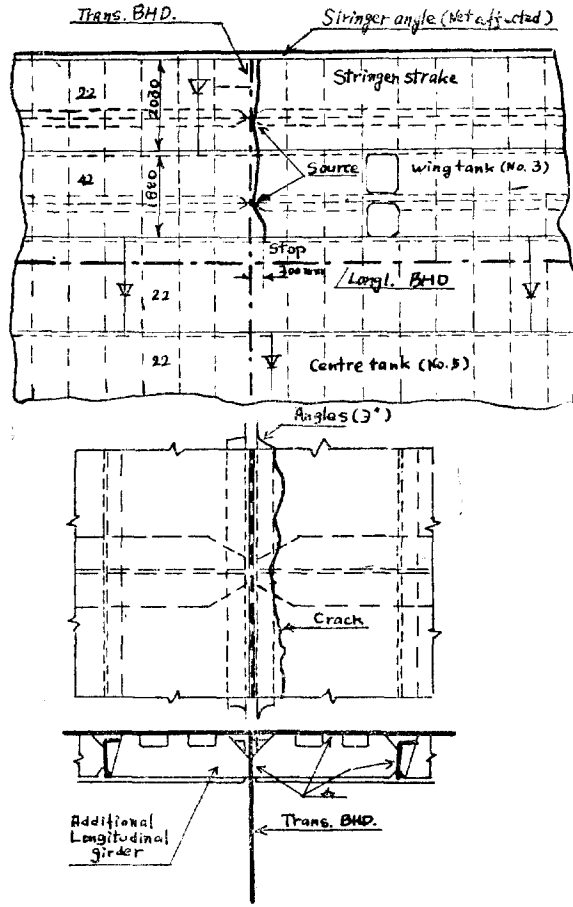


Fig. 50. Oil tanker의 stringer plate

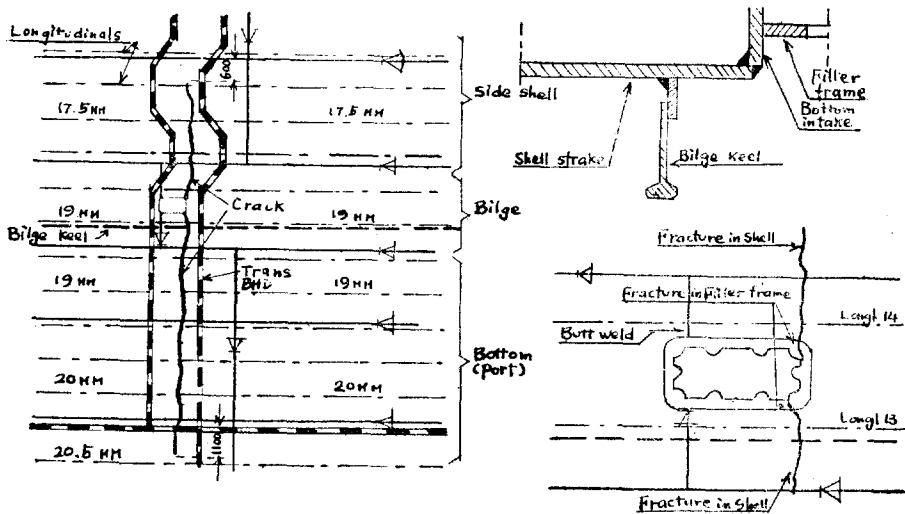


Fig. 51. Oil tanker의 bilge strake

b) 높은 外力

Fig. 53; cargo ship 의 shelter deck

1949 年 建造, 8400 DWT cargo, 北大西洋에서 荒天時 航行中 爆音과 더불어 2個의 crack 이 deck 에 發生 破壞는 fillet welding 한 곳에서 發生

要因 a) 높은 應力

b) 構造上 應力集中 및 熔接殘留應力

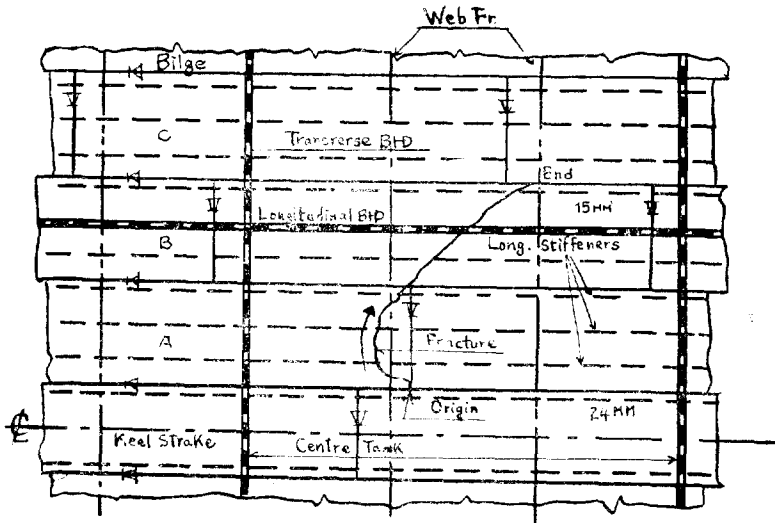


Fig. 52. Oil tanker 의 船底外板

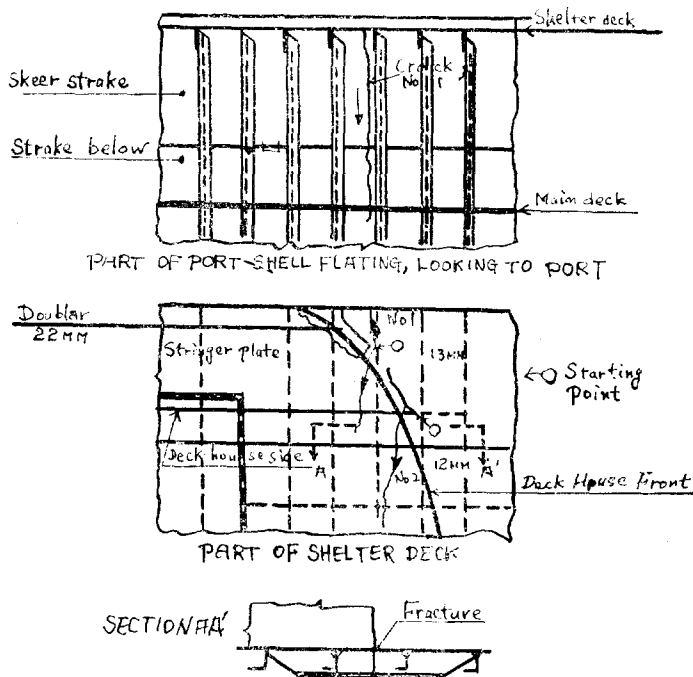


Fig. 53. Cargo ship 의 shelter deck

Fig. 54; shelter deck 의 stranger 와 sheer strake

1953년에 建造 6400 DWT cargo ship

1959年 2月 荒天中에 생긴 bulwark 와 sheer strake 의 熔接部에 發生點

要因 a) 排水孔前端에 切缺效果

b) 角에 熔接部 Crater

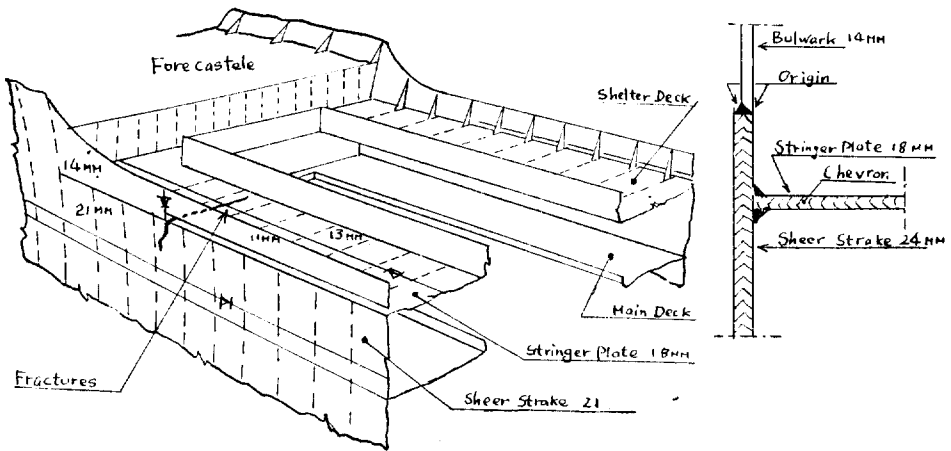


Fig. 54. Shelter decker 의 stranger 와 sheer strake

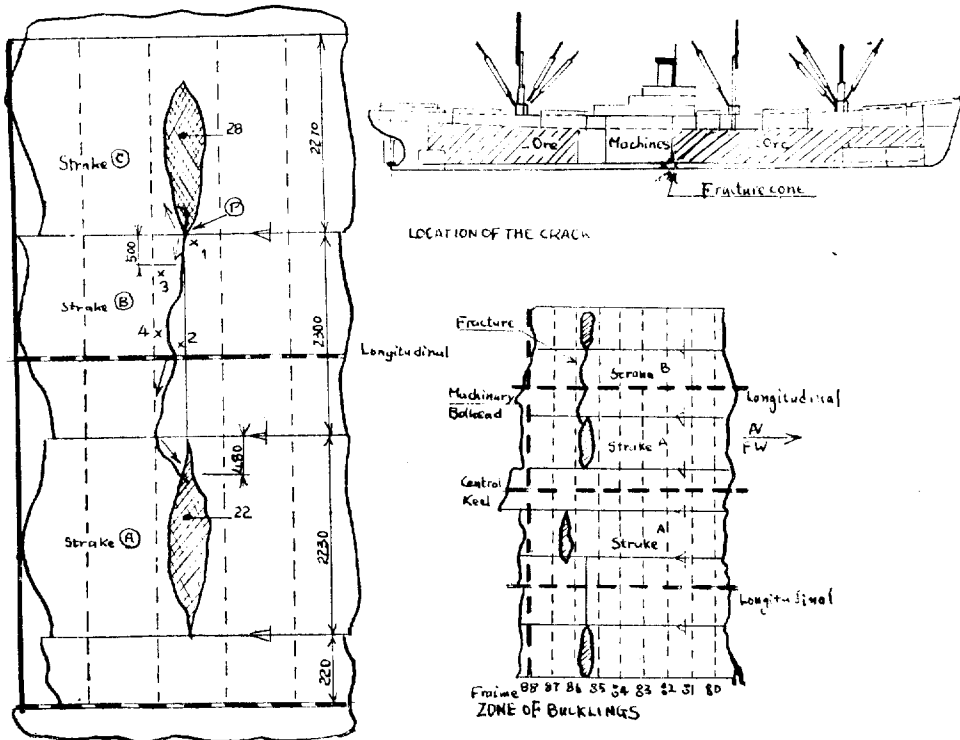


Fig. 55. Liberty ship 의 船底



Fig. 55; Liberty ship 의 船底

1945年 建造한 Liberty 船 (10,700 DWT) 1961年 2月 荷物を 滿載 荒天航海中 (水温 15°C) 船底에 crack 發生

- 要因 a) 船底 外板의 局部座屈로 인하여  $I$ 가 減少
- b) 荒天
- c) 凹損部의 壓縮歪時効

Fig. 56; oil storage tank

1939년에 建造, 12,500m<sup>3</sup>의 原油貯藏 Tank 17年만에 破壞, oil 은 滿載, 氣溫 -23°C oil, 8°C

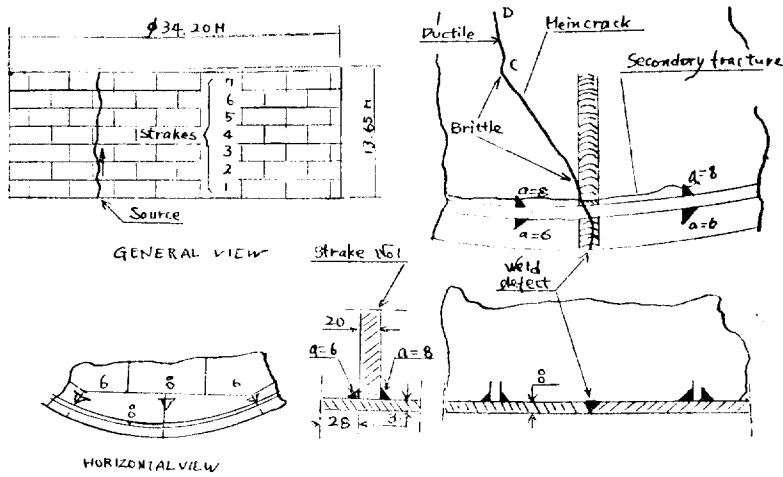


Fig. 56. Oil storage tank

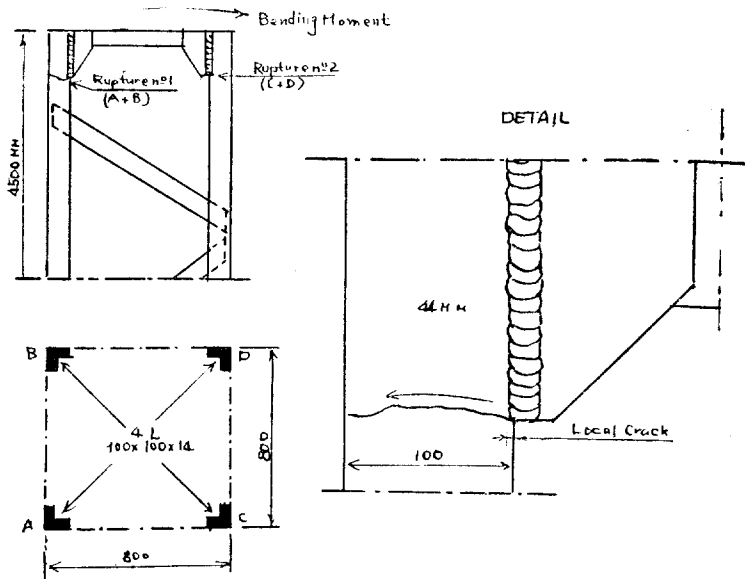


Fig. 57. Building crane

- 要因 a) 重大한 熔接缺陷
- b) 荷重應力과 熱應力의 重疊

Fig. 57; building crane

높이 22m 의 crane 支柱本의 山形材(100×100×14) 設計上 bending moment 25,000 kg-m.

- 要因 a) 設計上應力集中 (熔接端部에 仕上치 않았음)
- b) 設計應力을 넘는 大荷重
- c) 鋼材의 notch toughness 不足 (V-charpy 35 kgm/cm<sup>2</sup>, 遷移溫度 45°C)

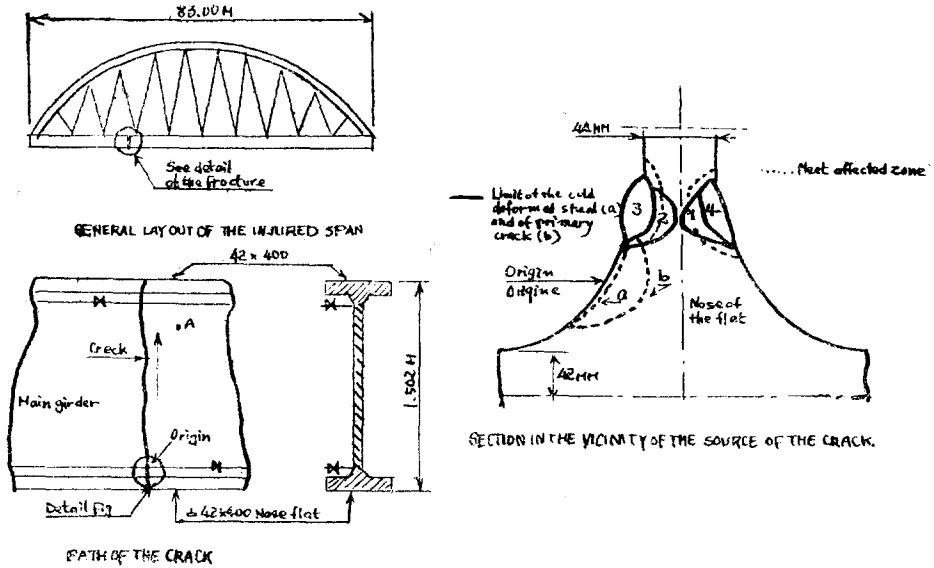


Fig. 58. Spen bridge 의 main girder

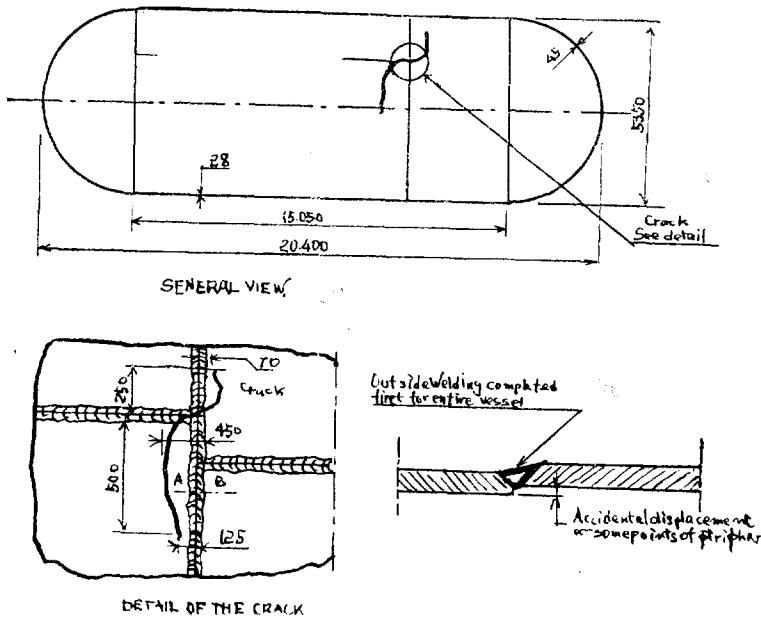


Fig. 59. Gas holder

### 8. 結 言

以上 脆性破壊中 特히 構造用材料로서 使用되고 있는 鋼材의 切缺脆性 또는 低荷重破壊라 불려지는 種類의 破壊에 對하여 全般的으로 概觀하것끔 마음 썼으나 結果가 아직 不充分하고 特히 破壞機構에 關한 微視的 轉位論的인 研究에 對하여는 極히 簡單히 述하였다. 機會가 있는데로 脆性破壊의 理論과 더불어 이들에 對하여 論及할 機會를 마련코저 하는 바이다.

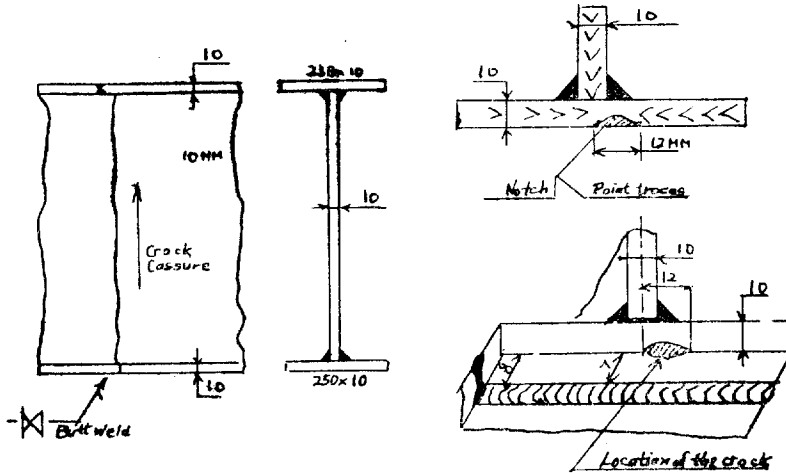


Fig. 60. Girder flange

### 參 考 文 獻

- [ 1 ] A. Boodberg, H. E. Davis, E. R. Parker and G. E. Troxell; Causes of Cleavage Fracture in ship plate Test of Wide Notched plates, *Weld J.*, April 1948, 186, S.
- [ 2 ] T. S. Robertson; Propagation of Brittle Fracture in Steel, *J. Iron and Inst.*, 175, Dec. 1953, 361
- [ 3 ] F. J. Feely, D. Hrtko, S. R. Kleppe and M. S. Northing; Report on Brittle Fracture Studies, *Weld. J.*, Feb. 1954 995
- [ 4 ] M. Yoshik, T. Konozawa; A New Testing Method to Obtain Critical stress and Limiting Temperature for the propagation of Brittle crack: Proc. 1st Japan Congress Test. Mat. 1958
- [ 5 ] A. A. Wells, The Brittle Fracture Strength of Welded steel plates, *Quarterly TINA*, July 1956, 296
- [ 6 ] H. Kihara, K. Masubuchi; Effect of Residual Stress on Brittle Fracture, *Weld.J.* April 1959, 159, S
- [ 7 ] 木原, 飯田國廣, 成田圈郎, 構造上 不連續性に依る應力集中が脆性破壊の發生に及ぼす影響, 日造協論 112 號, 16S
- [ 8 ] 秋田好雄, 前田豊生, 矢田敏夫, 熔接構造物に發生する脆性破壊の研究(第 2 報) 日造協論 118號, 171
- [ 9 ] E. R. Parker: *Brittle Behavior of Engineering Structures*, Wiley (1957) 68
- [ 10 ] W. A. Backofen: *Metallurgical Aspects of Ductile Fracture in Fracture of Engineering Materials* ASM (1964) 107
- [ 11 ] Board of Investigation: Final Report to the Design and Method of Construction of Welded steel Merchant Vessels *Weld. J.* July 1947
- [ 12 ] G. T. Hahn, W. S. Owen, B. L. Averbach, M. Choben; Micromecanism of Brittle Fracture, *Weld J.*, Sep. 1959, 367

- [13] G.T. Hahn, B.L. Averback, W.S. Owen M.Cohen, *Initiation of Cleavage Microcracks in Polycrystalline Iron and steel, in Fracture*, John Wiley & Sons (1959)
- [14] T.Yokobori, A. Otsuka: *Brittle Fracture in Low Carbon steel under Tensile and Torsion Test, in Experimental Mechanics*, ed. by Rossi, Pergaman Press (1963)
- [15] N.J. Petch, The Ductile Fracture of Polycrystalline Iron, *Phil. May* 8, (1956) 186
- [16] J.R. Low, The Relation of Microstructure to Brittle Fracture, in Relation of properties to Microstructure, *ASM* (1954) 163
- [17] A.A. Griffith, *The Phenomena of Rupture and Flow in Solids*, Phil. Trans. Roy Soc. 221A (1920) 163
- [18] E. Orowan: *Fundamentals of Brittle Behaviour in Metals, in Fatigue and Fracture of Metals*, John Wiley & Sons (1952)
- [19] 越賀房夫, 脆性試験法について(1) 熔接學會誌, 32, 162
- [20] 金澤武, 大塚昭夫, 軟鋼の脆性破壊について(第3報) 日造協論 94號 159
- [21] 寺澤一雄, 大谷碧, 吉田俊夫, 寺井, 高温市歪が鋼切欠靱性におよぼす影響 日造協論 109號, 317
- [22] 12에 依함
- [23] 大谷碧, 鈴木春義 外4 熔接冶金學, 日刊號新聞社(昭38)
- [24] 日造協, 脆性破壊と疲労に関するシンポジウム 昭 41年 9月
- [25] J.A. Rinebolt & W.J. Harris, *Effect of Alloying Elements on Notch Toughness of pearlitic steels* Trans. ASM 43 (1951)
- [26]
- [27] H.Tamura 運研英文報告 No. 50 高張力鋼ならびに 低温用鋼熔接熱影響部の 切欠靱性, 日熔接學會誌 35 (1666) 710에 依함.
- [28] 鈴木春義, 田村博, 調質鋼の再現熱影響部組織の切欠じん性と機械的性質, 日熔接學會誌 29 (1960) 21
- [29] 西茂, 鈴木和久, 下山仁二, 高張力鋼熔接熱影響部の脆化に関する研究 三菱重工技報 1 (1964) 1
- [30] 野村純一, 宮野樺太男, 進藤方弦, 低温用鋼板について 日本製鋼技報 7號 (1961) 695
- [31] L.F. Coffin: *The Flow and Fracture of a Brittle Material*, J.Appl. Mech. 17. Sop. 1950 233
- [32] M.Gensamer, *Brittle Fracture of Metals in Fracture of Engineering Maturials* ASM (1964)
- [33] M.Gensamer, *General Survey of the Problem of Fatigue and Fracture in Fatigue and Fracture of Metals* John Wiley & Sons (1952)
- [34] 木原博, 脆性破壊の實用的諸問題Ⅱ 金屬材料 強度と破壊, 日本金屬學會強度委員會編 (1964)
- [35] 脆性破壊と疲労に関するシンポジウム 日造協 昭 41. 9月